



TITLE:

新しい22KV架空配電に関する開発研究(Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

東松, 孝臣

CITATION:

東松, 孝臣. 新しい22KV架空配電に関する開発研究. 京都大学, 1975, 工学博士

ISSUE DATE:

1975-03-24

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.r2740>

RIGHT:

新らしい22KV架空配電 に関する開発研究

昭和49年11月

東 松 孝 臣

内 容 梗 概

本論文は近年配電線の供給力増強対策として採用されはじめた現行の 6.6kV 配電線なみに運用され得る新しい 22kV 架空配電線に関する開発研究結果について述べたもので、その構成は次のとおりである。

緒 言

第 1 章 中性点接地方式と混触および地絡保護に関する検討

第 2 章 異常電圧と絶縁協調に関する検討

第 3 章 短絡電流による電磁機械力に関する検討

第 4 章 電線およびがいしの耐アーク性に関する検討

第 5 章 絶縁電線適用に関する検討

結 言

緒言においては、22kV 配電の必要性、22kV 架空配電線の具備すべき条件および本研究を行うに至った経緯ならびにその重要課題について述べている。

第 1 章においては、22kV 架空配電線の安全性、信頼性および経済性を確保する上において重要な役割をもつ中性点接地方式と混触および地絡保護の問題について実験ならびに理論的に検討を加えている。

すなわちまず、中性点接地方式の選定にあたっては、考慮すべき要因として混触問題、地絡保護、既設系統との整合などの問題があり、現状では主として混触問題から高抵抗接地方式が妥当であるとしている。

この場合、既設低抵抗系統との整合については中性点接地抵抗 RN 切替装置を開発して問題を解決することとしている。

次に 22kV 配電線と 6.6kV 配電線との混触については、6.6kV 側異常電圧の様相について究明し、その抑制方法について種々検討し、確実でかつ経済的な対策法として AC 放電器の開発を行い、その性能を実証している。

低圧配電線との混触については、発生時の保護対策として地絡保護継電器の技術上可能な範囲で早くしゃ断するものとし、これを条件に電位上昇許容値を 750 V

(0.7秒以下でしゃ断する場合)に引上げることに付いて、その安全性の実験結果を集録している。

地絡事故の様相については、架空線路にケーブルが接続されている中性点高抵抗接地系統における地絡時の地絡電流ならびに零相電圧の波形歪みについて考察を加えるとともに配電線送出し変電所および需要家受電用地絡保護装置の性能について具備すべき条件を明確にし、地絡保護の確実性を見出している。

第2章においては、22kV架空配電線の絶縁設計の基本的な考え方を明確にし、この基礎となる異常電圧と絶縁協調の問題について検討を加えている。特にこれまで明確でなかった22kV配電系統の開閉サージについては多数の実測と詳細な解析を行い、その倍数は一般には3.6倍以下であることを明らかにして絶縁設計としては、これには耐えるものとし、極くまれに発生する3.6倍を超えるものは避雷器で保護するという考え方を確立している。

系統の絶縁レベルはV-t特性を考慮してBIL値で示すこととし、各種機材の絶縁特性を考察するとともにBIL低減を目的とした避雷器を開発し、アークホーンの閃絡特性と協調させて22kVのBILを100kVまで低減してコンパクト化をはかることが可能であることを明らかにし、機器、がいし、アークホーン、避雷器など、その絶縁協調の実証試験結果を集録している。

第3章においては、短絡電流による電磁機械力に対してコンパクト装柱の22kV架空配電線路が機械的に耐えるかどうかを実験的に検討している。

すなわち、22kV架空配電系統では一般には系統規模として最大750MVAを考慮する必要があるが、これに対して装柱のコンパクト化のため線間距離を縮小した線路ではその短絡時の影響が極めて大きくなる。この限界を見極めるため実験によって短絡電流通電時における諸現象を観測し、その結果と電線の振巾量および電線に加わる張力を放物線近似により計算した結果とを比較して両者がほぼ一致していることを確認した上で支持がいしに加わる垂直荷重を算出し、短絡容量750MVAに耐えるコンパクト設計の可能性を実証している。

第4章においては電線およびがいしの耐アーク性に関して実験的に検討している。

すなわち、22kV架空配電線では第5章に述べるように絶縁電線を採用することとしており、またがいしについても上述のとおり小型化をはかっているが、これらにより一方では耐アーク性が低下することが問題となる。この対策として、アークホーンを採用することとし、その形状、機械的強度などについて実験的に検討を行い、その解決策を見出している。

第5章においては、保安の確保、信頼度の向上、線間間隔の縮小などをねらいとして採用する絶縁電線についてその絶縁材料、絶縁厚さなどの選定について検討を行い、結論として3mm厚の架橋ポリエチレンが最も適していることを実験的に明らかにするとともに、22kV架空配電線の装柱における電線の配列と間隔について検討を加えている。

結言においては全体をとりまとめ、今後新しい22kV架空配電を広く推進し得る基礎を確立することが出来たことを述べている。

DOC
1974
25
電気系

目 次

第 1 章	中性点接地方式と混触および地絡保護に関する検討	7
1 - 1	中性点接地方式の選定	7
1 - 2	22kV - 6 kV 配電線混触時の様相と保護方式	12
1 - 3	22kV - 低圧配電線混触時の様相と保護方式	25
1 - 4	地絡事故の様相と保護方式	29
第 2 章	異常電圧と絶縁協調に関する検討	38
2 - 1	絶縁設計の基本的な考え方	38
2 - 2	異常電圧の設定	41
2 - 3	各種材料の絶縁特性	53
2 - 4	BIL 低減と避雷器の開発	58
2 - 5	絶縁協調の実証実験	65
第 3 章	短絡電流による電磁機械力に関する検討	82
3 - 1	電線に加わる張力と動的挙動	82
3 - 2	支持がいしに加わる荷重	86
第 4 章	電線およびがいしの耐アーク性に関する検討	89
4 - 1	電線の把持と溶断防止	89
4 - 2	がいしの耐アーク性とアークホーン	92
第 5 章	絶縁電線適用に関する検討	99
5 - 1	絶縁材料の選定	100
5 - 2	絶縁厚さの選定	104
5 - 3	電線配列と電線間隔	110

付 録 目 次

第1章 関 係 付 録

- 1 - 1 RN 切替装置に関する実験 115
- 1 - 2 22 kV-6.6 kV 混触時様相の実験回路 119
- 1 - 3 22 kV-6.6 kV 混触時の地絡リレー保護範囲の計算と実験 ... 119
- 1 - 4 AC 放電器の構成要素および保護シーケンスの実験回路 126
- 1 - 5 地絡事故時の様相に関する実験と計算 132
- 1 - 6 高抵抗接地系用地絡方向継電器の
概要およびフィルターのQと応答 152

第2章 関 係 付 録

- 2 - 1 がいしの汚損時商用周波耐電圧特性 159
- 2 - 2 開閉サージの実測と解析 161
- 2 - 3 1 線地絡事故時の健全相過電圧の計算 198
- 2 - 4 22 kV がいしの雷インパルス $V-t$ 特性 201
- 2 - 5 22 kV L 型コネクタの急しゅん波インパルス試験結果 205

第3章 関 係 付 録

- 3 - 1 垂直配列装柱における短絡電流電磁力による
電線振動と荷重増加の予測計算 210

第5章 関 係 付 録

- 5 - 1 絶縁電線の表面汚損と表面抵抗の関係の実験 213

緒 言

わが国の電力需要は、戦後の復興から経済発展して今日に至るまで、著しい増加傾向をたどり、今後もお増大してゆくことが予測される。

第0-1図は高低圧需要と高圧配電線の増加傾向を示したものであるが、需要は昭和30年代半ばに比して約4倍になっているのに対し、高圧配電線は3.3kVから6.6kVへの効果的な昇圧を行いつつ、フィーダー新設を行ってきたため回線数は約2倍となっている。

その成果として第0-2図および第0-3図に示す如く需要家端子電圧の適正化はすみ、信頼度についても著しい向上を見た。

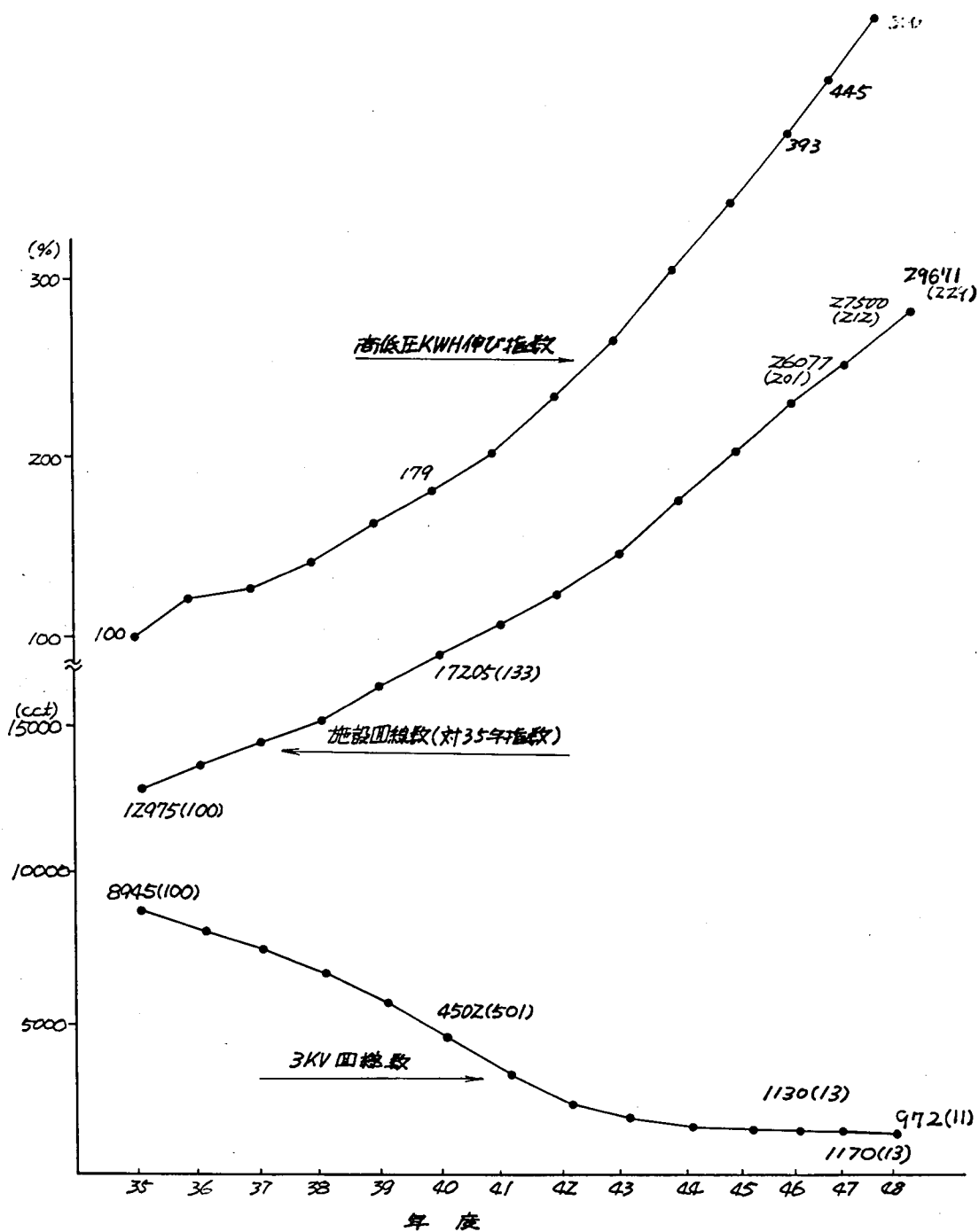
しかし今後は更に需要の増大とともに、適正電圧保持、高信頼度維持に対する社会的要請はますますきびしくなるものと考えられる。

極めて有効な供給力増強手段であった6.6kV昇圧がほぼ完了した今日、供給力を確保する方策としてはこのままでは、フィーダー新設すなわち銅量投入に頼らざるを得ないわけであるが、これは省資源の点からも、また施設スペース確保の問題からも好ましい方法ではなく早晩行き詰りを生ずることが予想される。

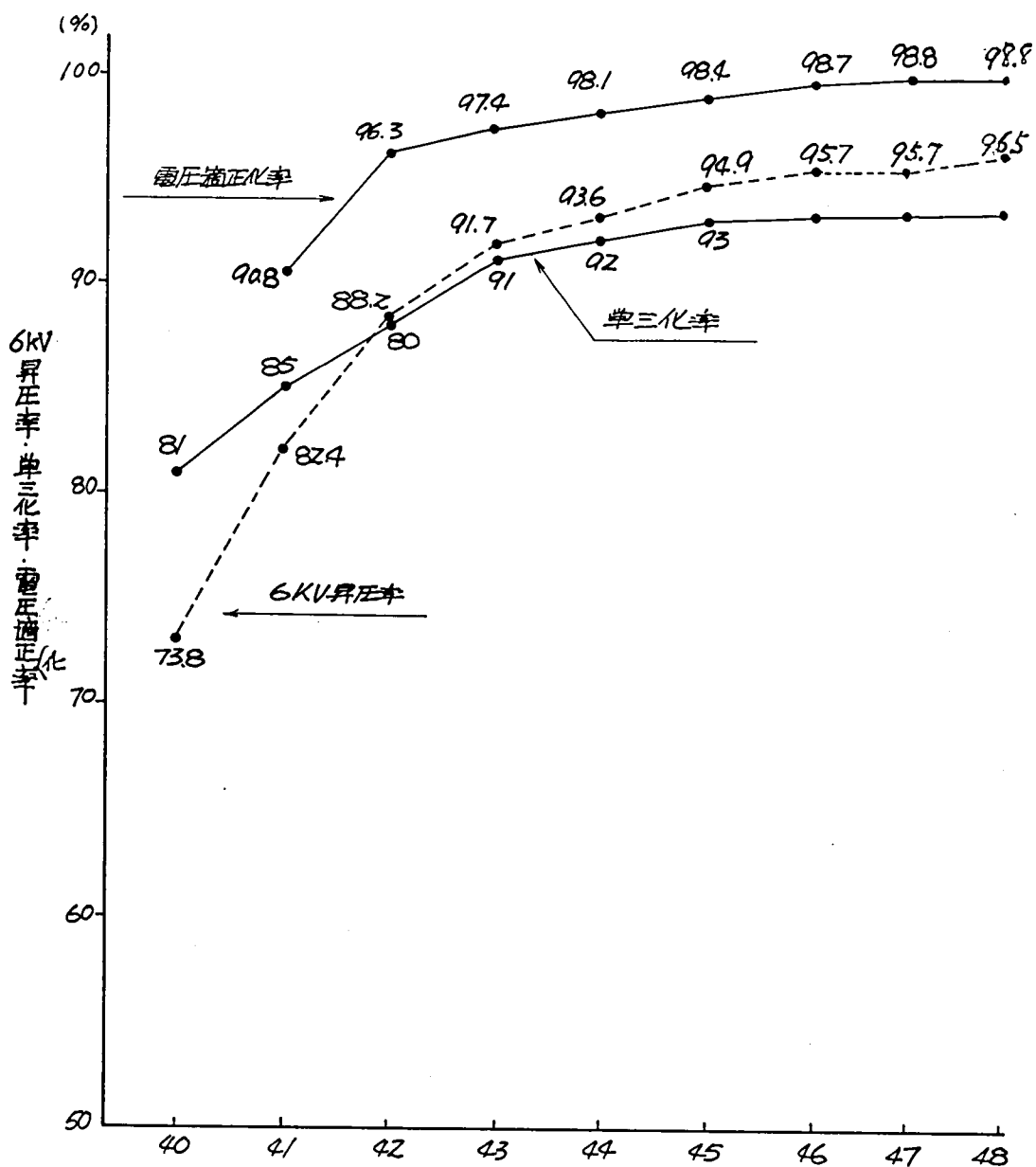
この打開策として、22kV配電がクローズアップされてきた。すなわち22kV配電はこれらの動向を先見的にとらえ6.6kVにかわる次のわが国の配電電圧として登場してきたものである。

22kVという電圧はわが国では既に永年に亘り送電電圧としてまた大容量需要家への供給電圧として存在しているものであるが、これを6.6kVにかわる配電電圧として採用する場合には、既存の送電技術をそのまま導入することは、後述する点から適当ではなく、新しい22kV配電技術を確立することが必要である。

この22kV配電の特徴は、6.6kV配電線並みに一般需要家へ直接供給する線路として人家連たん地に、主として道路沿いに建設され、高低圧線とも併架されるため安全で占有面積が少く、経済的であり、また環境にも調和したものでなければならないということである。したがってコンパクト化を指向する22kV配電技術開発の必要性が生れてくる。



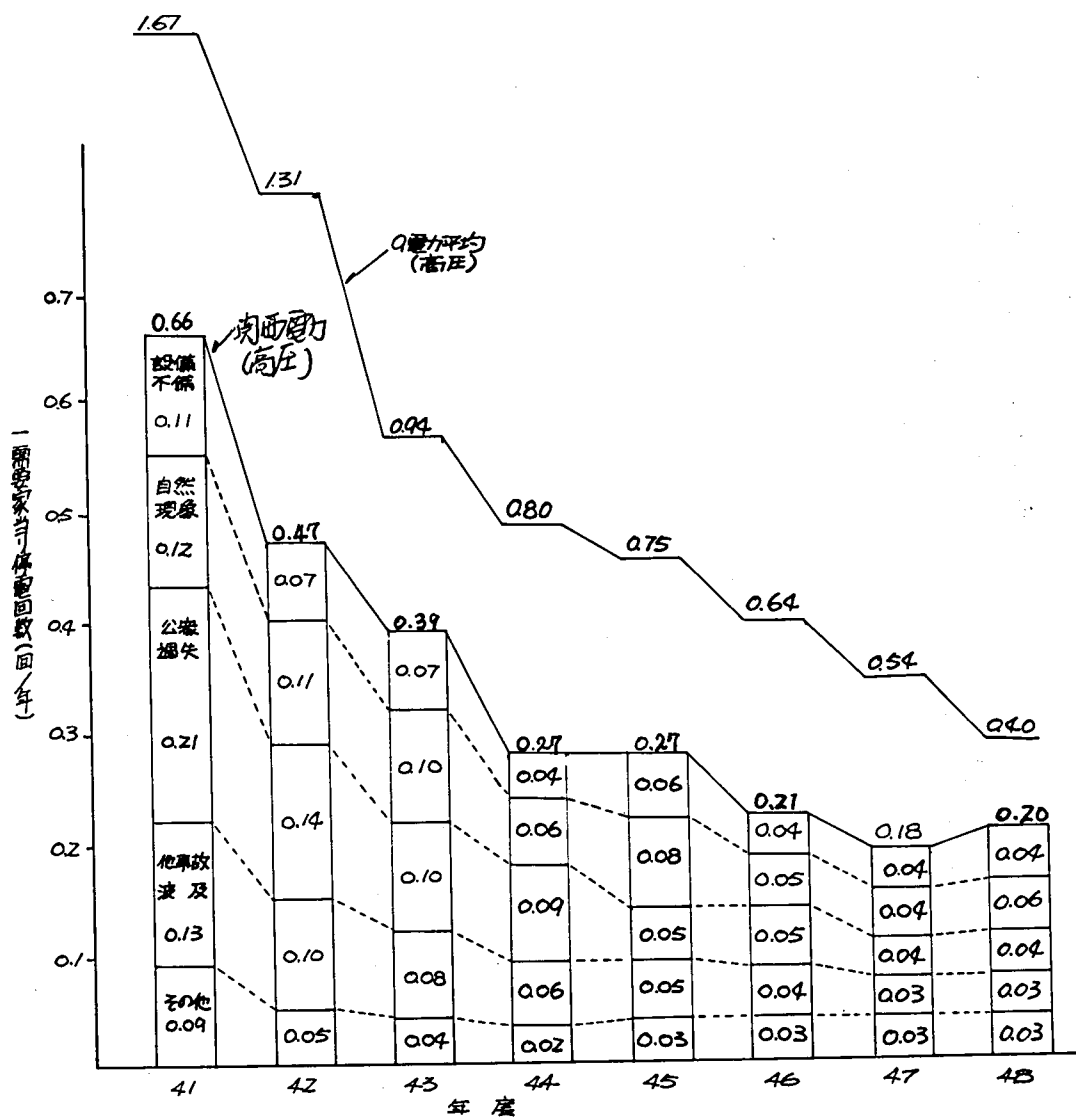
第 0 - 1 図 需要の伸びと高圧回線数推移



第0-2図 6kV昇圧率および単三化率と
電圧適正化率の向上の推移

〔注〕

1. 6kV昇圧率とは6.6kV配電線数の総配電線数に対する比率をいう。
2. 単三化率とは、単相3線式バンク数の電灯バンク総数に対する比率をいう。
3. 電圧適正化率とは、需要端電圧が $101\text{ V} \pm 6\text{ V}$ の範囲内にある電灯需要家の総電灯需要家数に対する比率をいう。



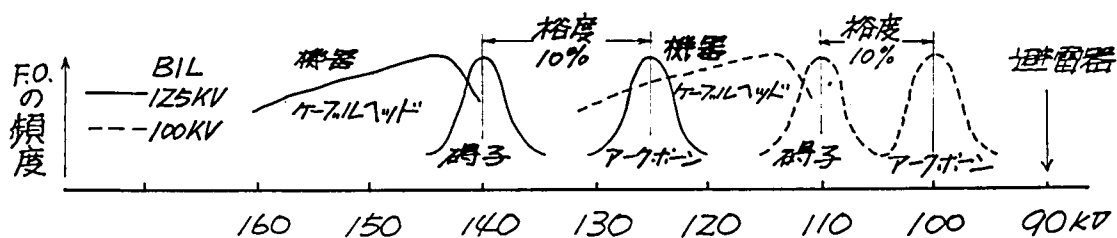
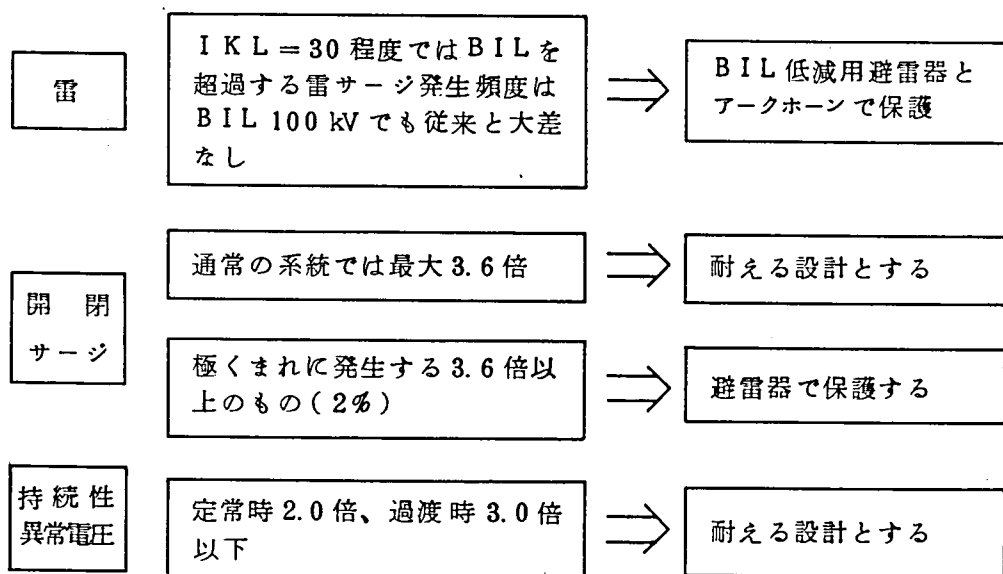
第0-3図 信頼度向上の推移

この目的のためにまず従来の送電技術に踏襲されていた中性点接地方式を見直し、保護方式を検討した。

従来送電系統では、地絡保護の確実性を理由に低抵抗（ 40Ω 前後）接地方式をとっていたが、配電系統では主として高低圧線との混触問題から高抵抗接地方式が妥当であると、波形歪みにも対応し得る高感度高速度リレーを開発し、また既設系統との整合性についても究明した。

絶縁設計については、絶縁レベルをV- α 特性を考慮してBIL値で示すこととしたが、その値は採用する避雷器の性能によって左右され、BIL低減を目的とした避雷器を開発採用することによって、100kVまで低減が可能となり、著しいコンパクト化がはかれることを明らかにした。

この絶縁協調の考え方を第0-4図に示す。



第0-4図 絶縁協調の考え方

コンパクト化追求のもう一つの手段は、絶縁電線の採用によって占有空間を減少することである。この絶縁電線の性能について研究を行い、架橋ポリエチレン3%厚が22kV配電線用として適当であることを明らかにした。

このようにして確立したコンパクト化設計が実システムの運用に耐えるかどうかを検討するため、電力中央研究所赤城実験場において絶縁協調の実証試験を行い、また超高压研究所武山研究所において短絡電流による機械力および耐アークテストなどを行っていずれも設計値通りの機能を有し、コンパクト化が可能であることを確認することが出来た。

以下本論においてこれらの研究結果を報告する。

第1章 中性点接地方式と混触および地絡保護に関する検討

従来の22kV送電系統の中性点接地方式は、昭和25年頃までは非接地方式とリアクトルまたはPC接地方式がとられてきた。

その後、大都市の系統におけるケーブル系統の増加に伴い、地絡リレーの誤不動作防止と中性点の安定のため、40Ω前後の抵抗接地に変更され、現在東京都内、大阪市内を中心とする主要系統ならびにその連系系統では40Ω接地が標準接地方式として採用されている。

これに対し、一般需要家を供給対象とする22kV配電系統の接地方式は低圧線を同一柱に併架することが前提条件となり、又現在6.6kV系統で広く実施されている一般電話回線との共架も行なっていくことが必要となること、さらにその経過ルートは、主として一般道路上または道路沿いルートとなり、人家と接近して施設するようになることなどの諸特徴を十分考慮して選定する必要がある、これに関して混触および地絡現場^象を究明するとともにその保護方式について検討を加えた。

1-1 中性点接地方式の選定

第1.1表は、22kV系統において各種の接地方式を採用した場合の内部異常電圧、誘導、低圧線との混触時の低圧線電位上昇、地絡保護などについて検討を加えたものである。すなわち、

(a) 内部異常電圧は主として開閉サージと1線地絡時の健全相電位上昇が問題となるが、配電線は人家と接近して施設するので、できるだけコンパクトにする必要性から内部異常電圧を抑制したいという条件に対し、抵抗接地を行なう場合、接地抵抗値が数10Ω以上での差異は小さいこと。

(b) 通信線への誘導障害については、地絡電流が小さい程問題が少ないが、電力線と通信線との位置関係により左右される要素が大きく、数10Ω以上の抵抗をもつ接地方式では大きな障害に結びつかないこと。

(c) 併架低圧線と万一混触した場合の低圧線の電位上昇は、これを抑制するために低圧線の1端子に施されている第2種接地抵抗値と、22kV系統の1線地絡電流の積

第 1.1 表 各種接地方式の比較

接地方式		項目	直接々地	抵抗接地			リアクトル接地	非接地	備考							
				40 ～ 90Ω	200Ω前後	22 kV 500Ω 33 kV 950Ω										
異常電圧	開サ閉シ	投入サージが問題であり、その大きさは接地方式によって直接左右されない。							絶縁設計面から採用困難とする接地方式はない。							
	一線地絡	定常	1.3 倍以下	$R_0/X_1 > 10$ ならば 2.0 倍以下 ・ 2.0 倍以下の条件をみたす対地容量のインピーダンス R_N 50 190 950 $X_c > 250\Omega$ $> 300\Omega$ $> 600\Omega$ ・ 出現予想系統の X_c 都市 周辺 郡部 150 ～ 1500Ω 180 ～ 6700Ω 3700 ～ 10000Ω			過補償なら $\sqrt{3}$ 倍以下	$X_0/X_1 < -10$ ならば 2 倍以下								
		過渡	1.5 倍以下	$R_0/X_1 > 10$ ならば 3.0 倍以下			過補償なら 2.5 倍以下	$X_0/X_1 < -10$ ならば 3 倍以下								
		一線断線	問題なし	問題なし			<table><tr><td>α</td><td>0.1</td><td>0.2</td><td>0.3</td><td>0.5</td></tr><tr><td>V_0</td><td>$5E_a$</td><td>$2.5E_a$</td><td>$1.7E_a$</td><td>E_a</td></tr></table> ただし $\alpha = \frac{3X_L - X_C}{3X_L}$	α		0.1	0.2	0.3	0.5	V_0	$5E_a$	$2.5E_a$
α	0.1	0.2	0.3	0.5												
V_0	$5E_a$	$2.5E_a$	$1.7E_a$	E_a												
弱電への誘導	一線地絡時	大	中			小	小	直接々地は採用不可、抵抗接地は低抵抗な程苛酷								
	平常時	多重接地の場合は、負荷不平衡電流の大地分流入りにより障害あり	問題なし			問題なし										
低圧との混触時の低圧側電位上昇		過大	大	中			小	小	直接々地は採用不可、抵抗接地は低抵抗な程苛酷							
地絡保護	波形歪	問題なし	小	中			大		リレー開発が必要な場合もあるが、解決困難な問題はない。 () は DG の最低検出感度設定値							
	適用可能リレー	OC, 可	3CT+DG 可	ZCT+DG 可 3CT+DG 可の場合もある		CT+OCG, GPT+OVG, ZCT+DG 可 ZCT+DG は故障点条件によって誤動作する場合があり、DG の性能について慎重な配慮が必要である。										
	故障検出感度	あまり高くない	100 ～ 900Ω (10 ～ 30%)	2,000Ω (10%)	4,500 ～ 8,500Ω (10%)	10,000 Ω 程度	10,000 Ω 程度									

(注) R_0 : 零相抵抗 X_1 : 正相リアクタンス V_0 : 1 線断線時の零相電圧 OC : 過電流継電器 OVG : 地絡過電圧継電器 3CT : 各相 CT 3 台の残留回路を使用するもの
 X_0 : 零相リアクタンス X_c : 対地容量のリアクタンス X_L : リアクトル接地のリアクタンス OCG : 地絡過電流継電器
 DG : 地絡方向継電器 ZCT : 零相変流器

にはほぼ等しい値となるので、中性点接地抵抗値の大小が電位上昇値の高低に直接影響すること。

(d) 地絡保護方式面では、採用を困難とする問題はないが、人家に接近する系統の保護としては、高抵抗地絡を早期に検出しゃ断したいという検出感度上の要求と、地絡故障検出に際して継電器の誤不動作が起らず、確実な保護を行ないたいという相反する要求があること。

などに要約される。

このように、22kV配電系統の中性点接地方式の決定を大きく支配する要因としては、混触時の低圧線電位上昇抑制と地絡保護方式があげられる。

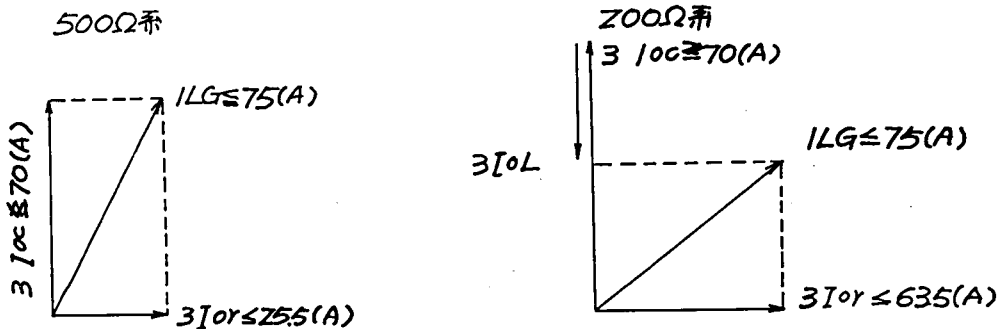
低圧線の第2種接地抵抗 R_2 は一般的には30Ω程度、特別低減工事を行えば10Ω程度にすることは可能であり、22kVと混触したときの低圧線の電位上昇限度を後述(1-3)の如く750Vとすると $R_2 = 30\Omega$ の場合1線地絡電流許容値は25A、 $R_2 = 10\Omega$ では75Aとなる。

また地絡保護リレーに選択接地継電器を使用する場合その検出感度を高感度にするためには中性点接地抵抗を高抵抗にして地絡時の零相電圧が常時の残留電圧に比して十分高くなるようにする必要がある。さらに高感度の継電器は、地絡電流の針状歪み波によって誤不動作あるいは乱調動作をすることがあるが、系統のケーブル部分での地絡事故時にこの歪み波が発生する可能性がありその歪みの程度は中性点抵抗が高い程ひどくなる。地絡保護継電器の面ではこれら両条件から500Ω程度が限界となる。

以上のことから22kV配電系統の中性点接地方式は、第1.2表に示す如く、1線地絡電流をケーブルの少ない系統では25A以下〔中性点接地抵抗値 $R_N = (22000V / \sqrt{3}) / 25A \simeq 500\Omega$ 〕とし、これより充電電流が、増加して、75Aを超過すれば補償リアクトルを併用するのがよいと考えられる。ただしこの場合にはリレーの誤不動作を防止するため、有効分電流を大きくするように、 $R_N = 200\Omega$ とすることが望ましい。

第 1.2 表 中 性 点 接 地 方 式

対地充電電流 $3 I_{oc}$ の 値 (母 線 一 括)	中 性 点 接 地 抵 抗 R_N の 値	補 償 リ ア ク ト ル X_L の 補 償 度
70 A 以 下	500 Ω	使 用 し な い
70 A 超 過	500 Ω (200 Ω)	1 線 地 絡 電 流 75 A 以 下 になる 補 償 度 \leq 補 償 度 < 100 %



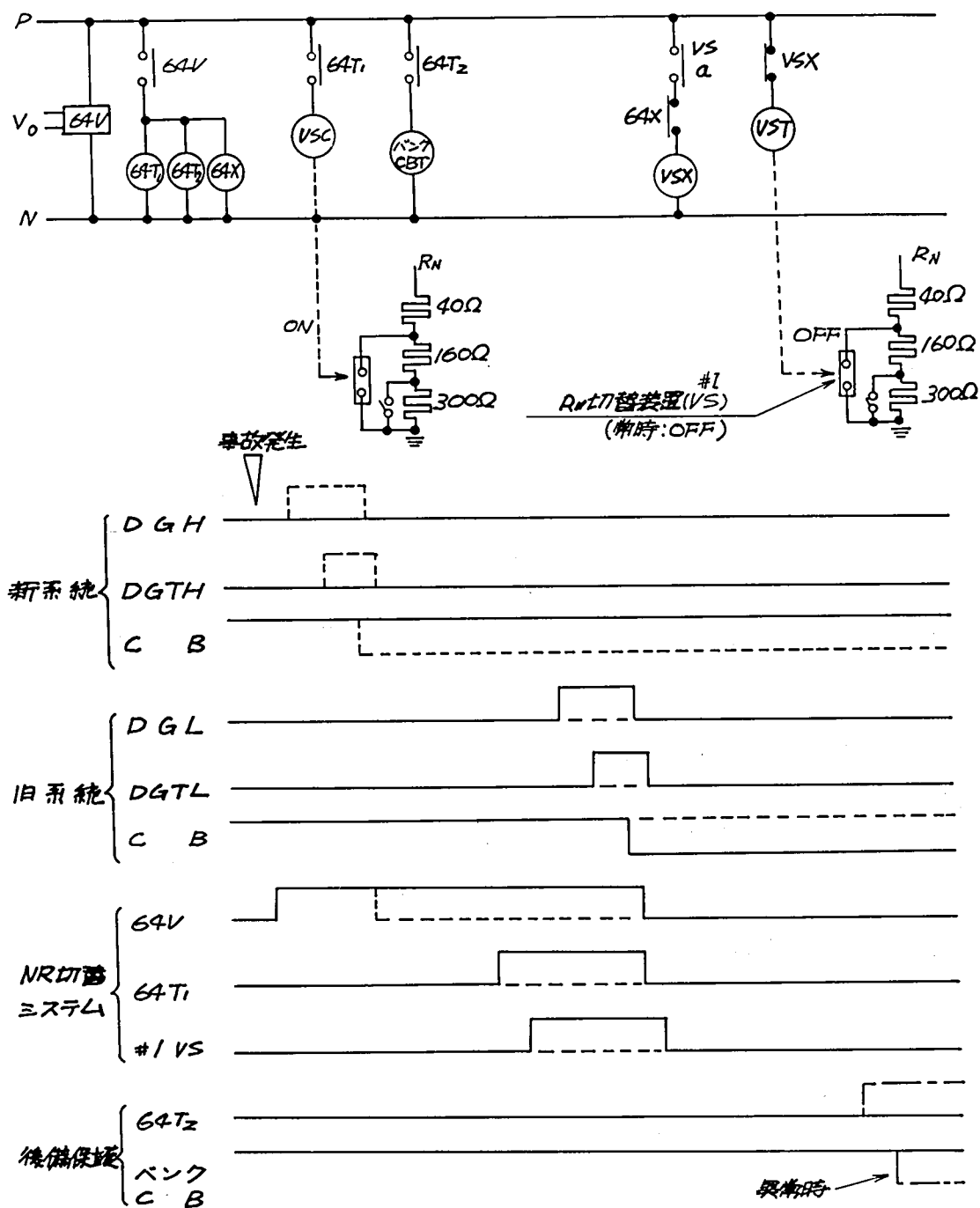
(注) $3 I_{oc}$ および 1 線 地 絡 電 流 の 値 は 母 線 一 括 の 値 と し、 変 電 所 の 主 変 圧 器 を 並 列 運 転 す る 場 合 は 並 列 母 線 一 括 の 値 と す る。

しかし、既設の 22kV 系統は大部分が $R_N = 40 \sim 60 \Omega$ で運転されているため、既設の変電所からこれと異なる中性点接地方式の新方式の配電線を引き出す場合には中性点抵抗切替方式を採用することが考えられる。

この方式は、常時新方式の高抵抗で接地しておき、新方式で故障が発生した場合には、そのまま高抵抗系として事故検出し、断し既設系統で故障が発生した場合には、一定時限後 R_N を低抵抗に切り替え低抵抗系として事故検出し、断させる方式である。

第 1.1 図にその基本的シーケンスを示す。

方法は故障検出リレー (DG と第 1.1 図の 64 V) とタイマー (第 1.1 図の 64 T1) の時限協調および検出感度協調の設定が重要で、現在各種の故障に対する動作実験を完了して実用化の見通しが得られている。(付録 1 - 1)

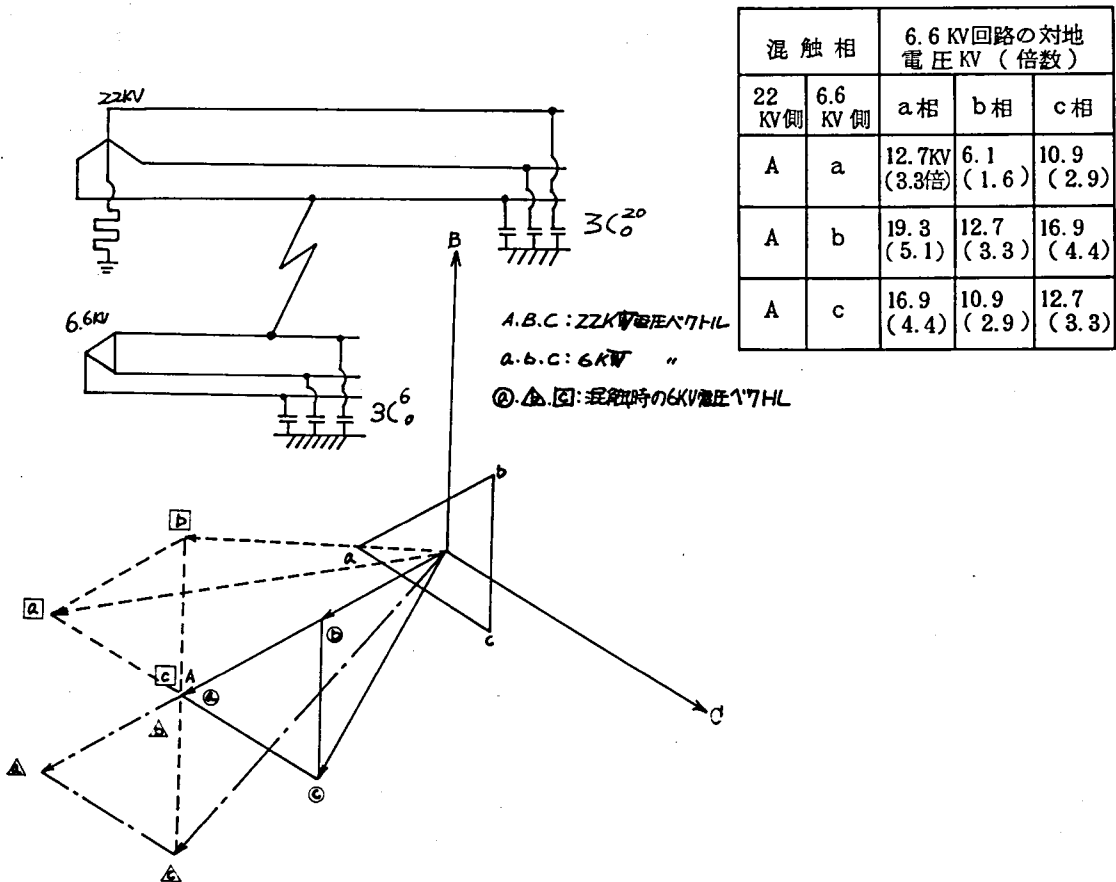


(注)「グラフ」上段: ON、下段: OFF、「事故発生回線」——: 旧系統、
: 新系統

第 1.1 図 RN 切替 シ ー ケ ン ス

1-2 22 kV - 6.6 kV 配電線混触時の様相と保護方式

22 kVと6.6 kV両配電線が混触した場合、6.6 kV側の対地電圧は、22 kV側中性点電位のシフトを考えなければ第1.2図のベクトル図に示すとおりとなる。すなわち6.6 kV側対地電圧は混触する相関係によって異なり、常規電圧の1.6倍から5.1倍もの高い電圧になる。



第1.2図 22 kV - 6.6 kV 混触時の電圧ベクトル

実際の系統では6.6 kV側への充電電流が22 kV側の零相回路に流れるため、第1.3図に示す如く、22 kV側中性点電位がシフトし、6.6 kV側対地電圧の倍数は低くなる。混触時の22 kVおよび6.6 kV側の零相電圧 V_0^{20} , V_0^6 はそれぞれ次式によって示される。

$$V_0^{20} = \frac{I_F}{Y_0^{20}} = \frac{Y_0^6}{Y_0^{20} + Y_0^6} (E_{20} - E_6) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$V_0^6 = \frac{I_F}{Y_0^6} = \frac{Y_0^{20}}{Y_0^{20} + Y_0^6} (E_{20} - E_6) \quad \dots\dots\dots (2)$$

I_F : 22kV、6.6kV混触時に流れる電流

$$Y_0^{20} = \frac{1}{R_{N_{20}}} + 3j\omega C_0^{20} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$Y_0^6 = 3j\omega C_0^6 \quad \dots\dots\dots (4)$$

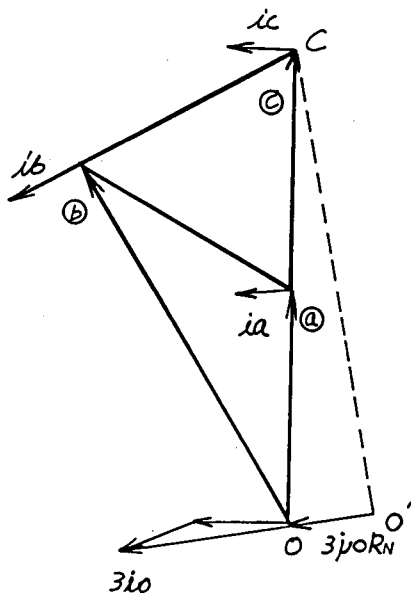
$R_{N_{20}}$: 22kV側中性点接地抵抗

C_0^{20} : 22kV側対地静電容量

C_0^6 : 6.6kV側 "

E_{20} 、 E_6 : 22kVおよび6.6kV側の混触点の相電圧

(1)~(4)式からわかる通り V_0^{20} は22kV側の中性点接地抵抗が大きい程、また6.6kV側対地静電容量が大きい程大きくなり V_0^6 は逆に小さくなる。



C : 22kV C 相電圧ベクトル

㉑、㉒、㉓ : 混触時の 6.6kV 側電圧ベクトル

i_a 、 i_b 、 i_c : 対地充電電流

R_N : 中性点接地抵抗値

第 1.3 図 22kV 側中性点電位シフト (同相混触)

混触時の 6.6 kV 側各相の対地電圧は V_0^6 と 6.6 kV 側各相電圧とのベクトル和であるから、混触時の 6.6 kV 側の電圧上昇は 22 kV 側中性点抵抗値が大きい程また 6.6 kV 側対地静電容量が大きい程低くなる。

また混触直後においては 6.6 kV 回路の対地静電容量 C_0^6 に常規電圧の数倍の電圧が急に印加されることになり、過渡的にこの C_0^6 と 22 kV 線路の自己インダクタンス L_{20} による過渡振動が発生することがある。

この振動周波数は、他の線路定数を省略すると、

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{C_0^6 L_{20}}} \dots\dots\dots (4)$$

であらわされ、実験回路（付録 1.2）の $L_{20} = 2.6 \times 10^{-3} \text{ H}$

$C_0^6 = 3 \times 0.2, 3 \times 1.2, 3 \times 3.2 \mu\text{F}$ （6.6 kV 集中 C + 地中ケーブルの対地静電容量 $0.2 \mu\text{F}$ ）を代入して計算すると第 1.3 表のようになり、第 1.4 表に示す実験結果とほぼ一致する。

第 1.3 表 混触時サージの振動周波数（計算値）

6.6 kV 集中 C (μF)	振動周波数 (kHz)
3.0	1.0
1.0	1.6
—	4.0

このサージ波形の代表例について電磁オシロ、ブラウン管オシロの両観測結果を対比して第 1.4 図(a)～(c)に示す。サージの大きさは混触投入位相によって異なり、同図(a)、(b)のように 22 kV 対地電圧のピーク値付近で投入された場合の振動が最も顕著で同図(c)のように零点付近で投入された場合には、ほとんど振動は認められない。

第 1.4 表 混触時サージの振動周波数（実測値）

集中 C (μF)		22 kV 中 性 点		周 波 数 (kHz)
22 kV	6 kV	R _N (Ω)	X _L	
11.04	1	200	○	1.3
"	"	"	—	"
"	"	500	○	1.4
"	3	200	○	1.0
"	—	"	○	2.7 ~ 3.0
7.36	1	"	○	1.4
3.68	"	"	○	1.7

C : 対地静電容量

R_N: 中性点接地抵抗

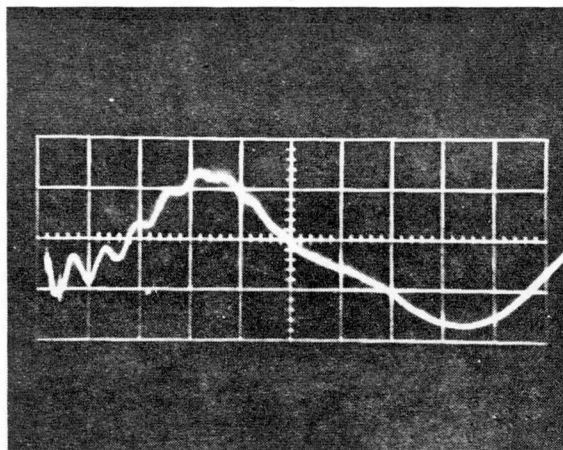
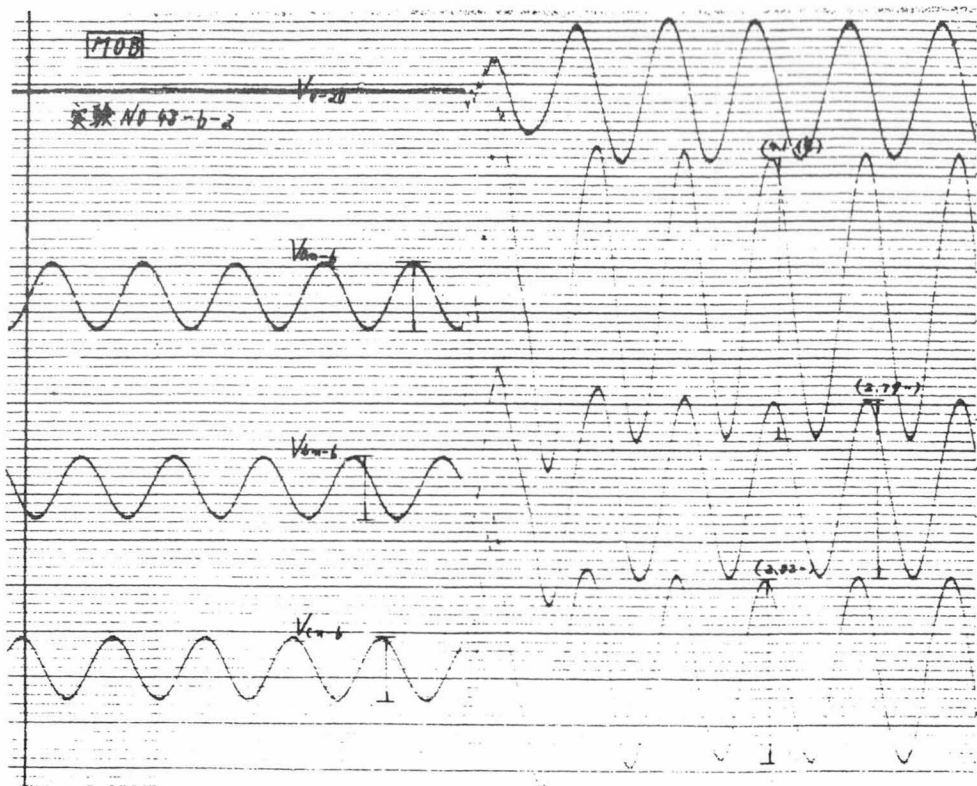
X_L: 接地リアクトル ○は有

(注) 混触相 A - b、A C 放電器、Arr なし

このような混触事故時の保護対策としては、まず異常電圧の継続時間を極力少くするため 22 kV 回路を直ちにしゃ断することが必要である。混触の検出は 22 kV 系統の地絡リレーによって行うのが妥当であり、地絡リレーの作動入力としては次の方法が考えられる。

- (a) 混触時 22 kV 側対地静電容量不平衡に伴う零相電圧と電流
- (b) 避雷器の商用周波放電による零相電圧と電流
- (c) 保護ギャップによる零相電圧と電流

(a) は混触時には第 1.2 図に示すとおり、22 kV 側混触相に 6.6 kV 側の対地静電容量 $3 C_0$ が付加されることになり、22 kV 側対地充電電流に不平衡をきたすため、22 kV 側地絡継電器にて、これを検出しゃ断しようとするものであるが、この場合 6.6 kV 側の対地静電容量の大きさがその動作限界に影響を与える。すなわち 22 kV 側に発生する零相電圧、電流は主として 6.6 kV 側の零相インピーダンスによって影響されるため、



第 1.4 図(a) 混触投入サージ

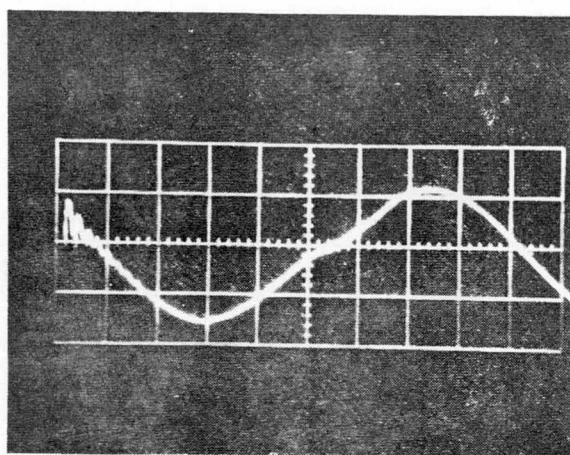
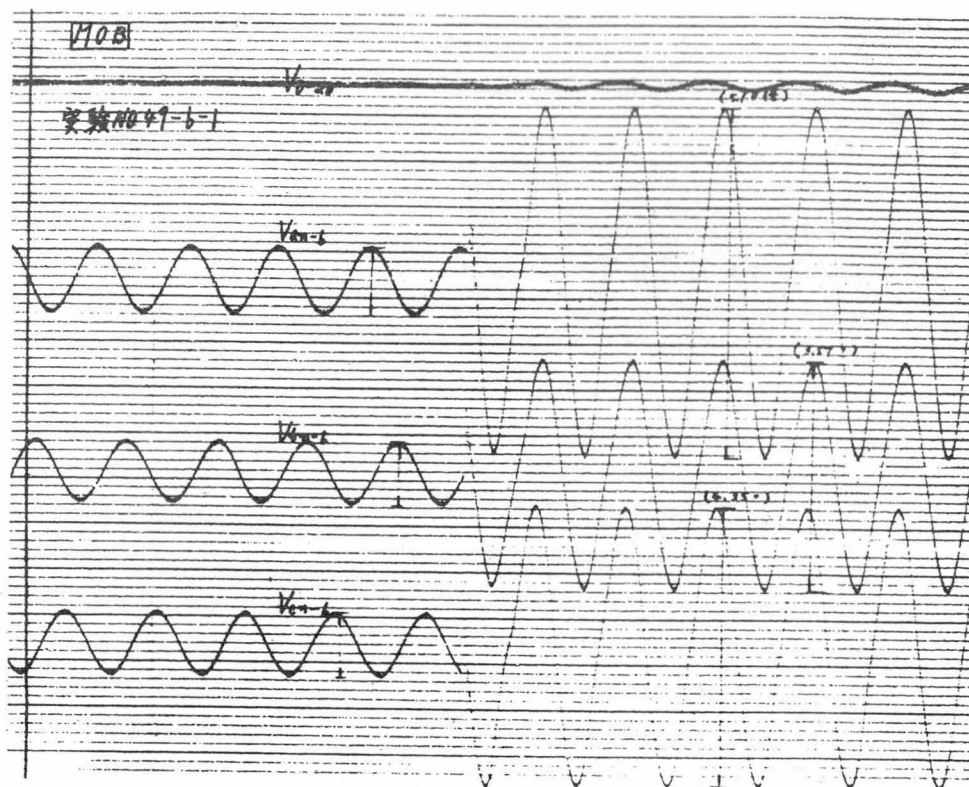
(振動周波数約 1 kHz)

V_{0-20} : 22 kV 零相電圧

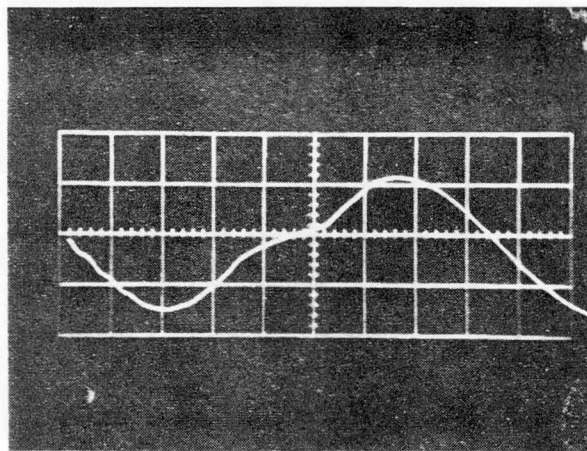
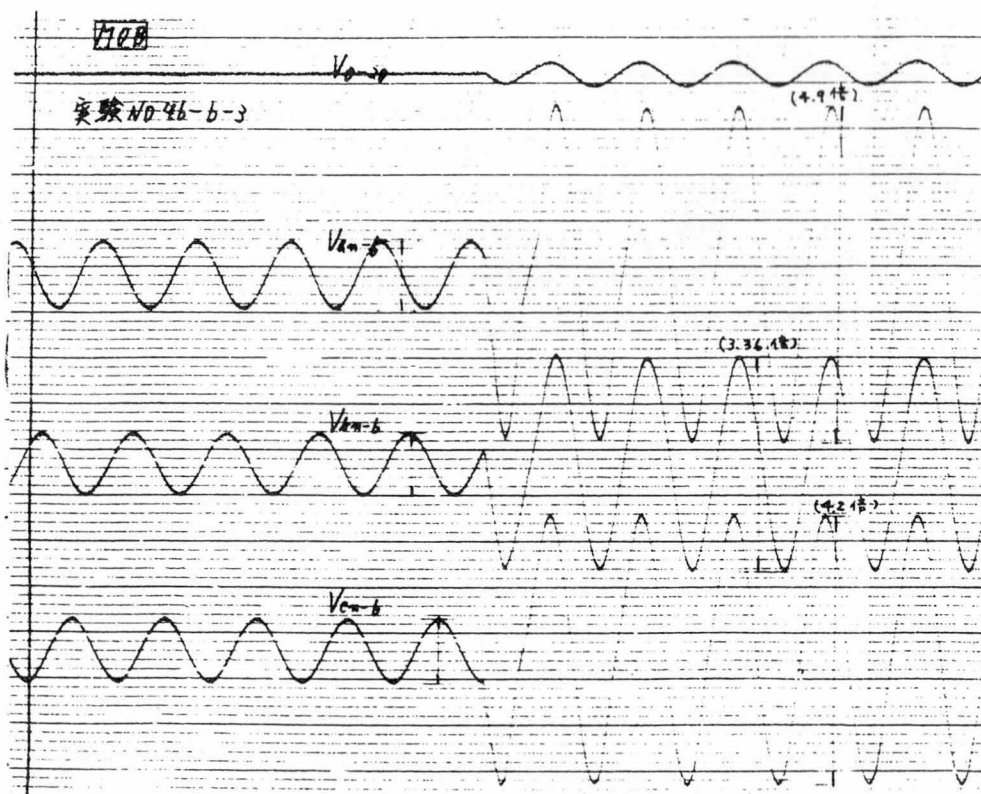
V_{an-6} : 6.6 kV a 相対地電圧

V_{bn-6} : " b 相 "

V_{cn-6} : " c 相 "



第 1.4 図(b) 混触投入サージ
(振動周波数約 2.7 kHz)



第 1.4 図(c) 混触投入サージ
(振動はほとんど認められない)

6.6kV側の対地静電容量が大きい場合は動作方向となるが、対地静電容量が小さい場合は動作しない。

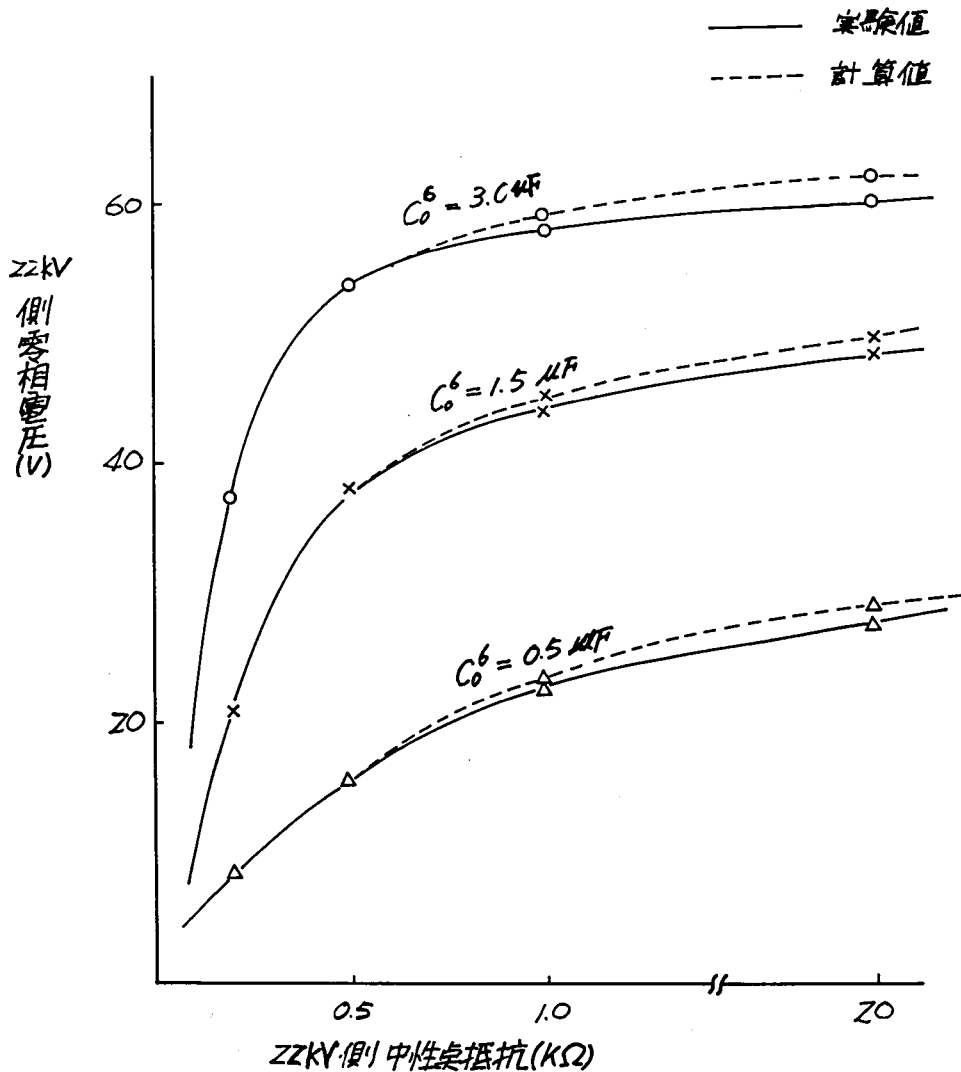
第 1.5 表 22kV側地絡継電器の動作する限界
の 6.6kV側対地静電容量 (μF)

22kV 側 対地静電 容量 (μF)	22kV側中性点抵抗 (Ω)		
	250	500	1,000
0.5	0.52	0.23	0.05
1.0	0.53	0.27	0.10
2.0	0.60	0.36	0.26
5.0	0.88	0.72	0.68

22kV側地絡継電器を動作させる限界の 6.6kV側対地静電容量として、同相混触時に 22kV側零相電圧が 10 V となる範囲を前記(1)式の計算により求めると第 1.5 表のとおりとなる。

一方実験によって同相混触時の 22kV側零相電圧を求めた結果と比較すると第 1.5 図のとおりで両者はほとんど一致する。又 $C_0^6 = 0.5, 1.5, 3.0 \mu F$ 、 $R_N = 210 \sim 2,000 \Omega$ における継電器動作実験の結果、OVGは $C_0^6 = 0.5 \mu F$ で不動作、DGは $R_N = 210 \Omega$ 、 $C_0^6 = 0.5 \mu F$ の場合のみ不動作、他はすべて正常動作であり、第 1.5 表の計算結果と一致した。計算および実験については(付録 1.3)に示す。

(b)は混触時に 6.6kV用避雷器を放電させ 22kV側地絡継電器で検出して、故障しゃ断しようとするものであるが 6.6kV用避雷器の商用周波放電開始電圧は、JEC では 12.6kV(実効値)以上と規定されており現用のものは、対地電圧の 3.6～4.1 倍に相当する 14～16kV程度であるため、混触時に放電しないことが多い。又混触投入サージも含めてできるだけ保護することが望ましいが混触により放電した避雷器は、22kV側零相回路条件いかんにより続流しゃ断能力を失い、あるいは熱的破壊に至ることがある。



第 1.5 図 A - a 相混触時の 22kV 側零相電圧
($C_0^{20} = 1.0 \mu F$ 、実験値と計算値の比較)

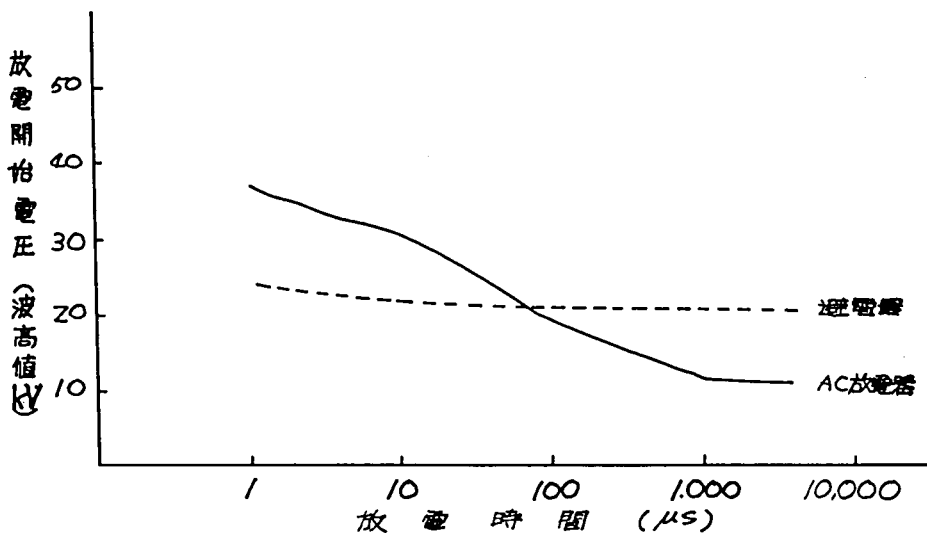
実験結果によると、22kV 回路の対地静電容量 $2.7 \mu F$ の場合、22kV 側中性点接地抵抗が 500Ω ではくり返し放電に耐え、 200Ω では数回の放電で破壊し、 35Ω では 1 回の放電で破壊している。

このように 6.6kV 避雷器による方法は中性点接地抵抗が低い場合など、地絡電流が大

きい場合には、電位上昇の抑制は出来たとしても熱破壊するので、その処置に手数がかかることになる。

(c)の保護ギャップは商用周波過電圧で放電するギャップと放電電流を制限する制限抵抗を直列にしたもので(以下AC放電器と呼ぶ)混触時に6.6kV側の過電圧を放電によって抑制するとともに、22kV側の地絡リレーを動作させて、故障しゃ断しようとするもので、上述の避雷器による方法の弱点を補うものであるが、22kV側を高抵抗接地とした方が放電電流が小さくなり、熱容量の面で楽となる。

この目的にそってAC放電器を開発した。このAC放電器の放電電圧特性として第1.6図にその1例を示す如く、商用周波域での放電開始電圧を6.6kV側常規対地電圧の3倍以下とし、雷サージ域では6.6kV用避雷器の放電開始電圧より充分高いことが必要である。



第1.6図 AC放電器V-t特性
(放電開始電圧は供試品中の最低値を示す)

放電電流特性については、AC放電器は6.6kV側の各相に設置して商用周波過電圧で放電させるものであるから、2～3相が同時放電することがあり、次の性能が必要である。

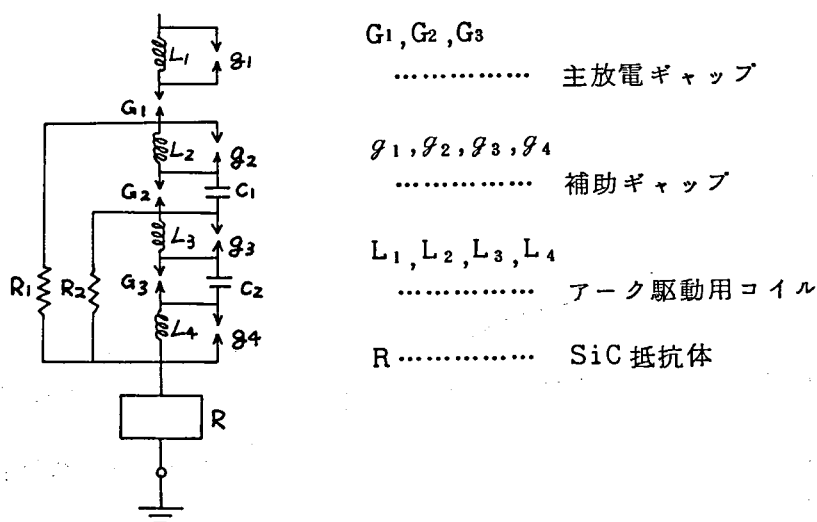
① 22kV-6.6kV 混触時に、商用周波放電電流を 22kV DG 検出電流程度に抑制すること。

② 2～3 相同時放電の場合 AC 放電器に重畳される 6.6kV 回路異相地絡電流を極力制限し、短絡に至らせないこと。

③ AC 放電器動作中の端子電圧が 6.6kV 避雷器の商用周波放電開始電圧 (12.6kV) を超えないこと。

④ 商用周波放電電流通電による電流制限要素の温度上昇は出来るだけ低いこと。
(連続 5 回程度の使用に耐えること)

以上の性能を得るための放電器の等価回路は第 1.7 図のとおりである。



第 1.7 図 AC 放電器等価回路

すなわち商用周波過電圧に対しては、R 分圧となって、低い電圧で放電し、雷サージに対しては、C 分圧となって放電電圧を^上げるようギャップ、R, C を組み合わせている。

電流制限は、制限抵抗と主放電ギャップで行ない、第 1.8 図に示すような波形にして、2～3 相放電時の短絡を防止している。また L は主放電ギャップのアークに磁界を与えギャップの消弧特性を補っている。



第 1.8 図 放 電 電 流 波 形

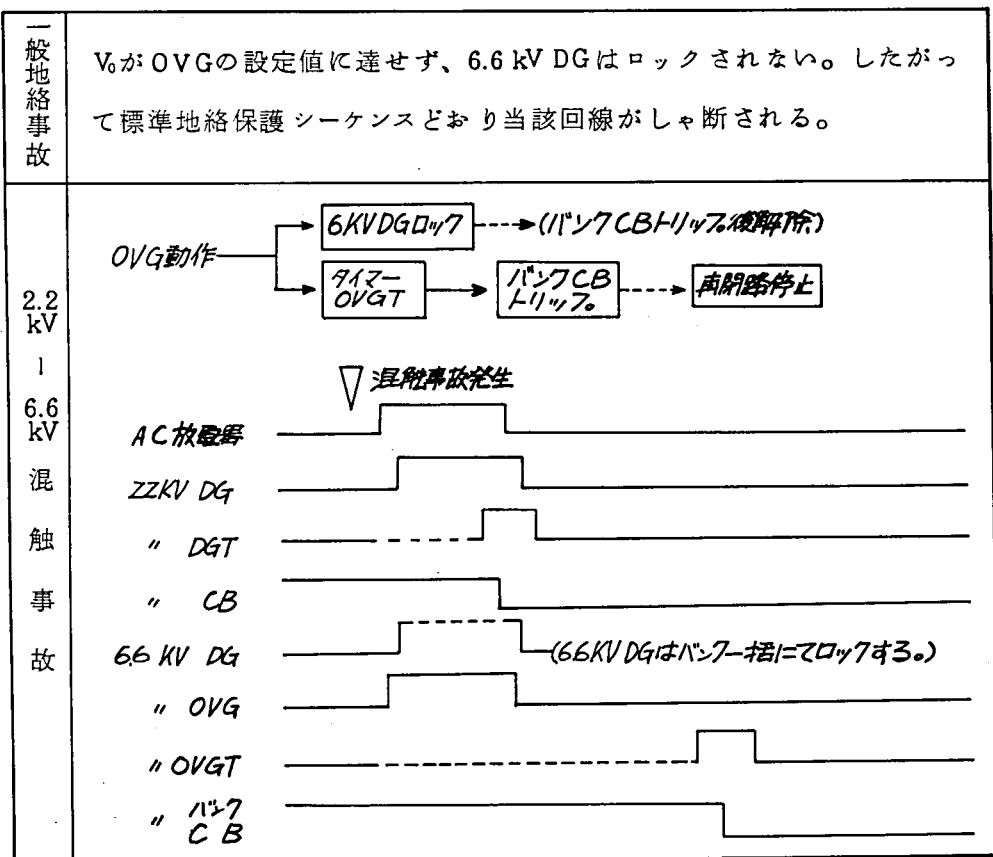
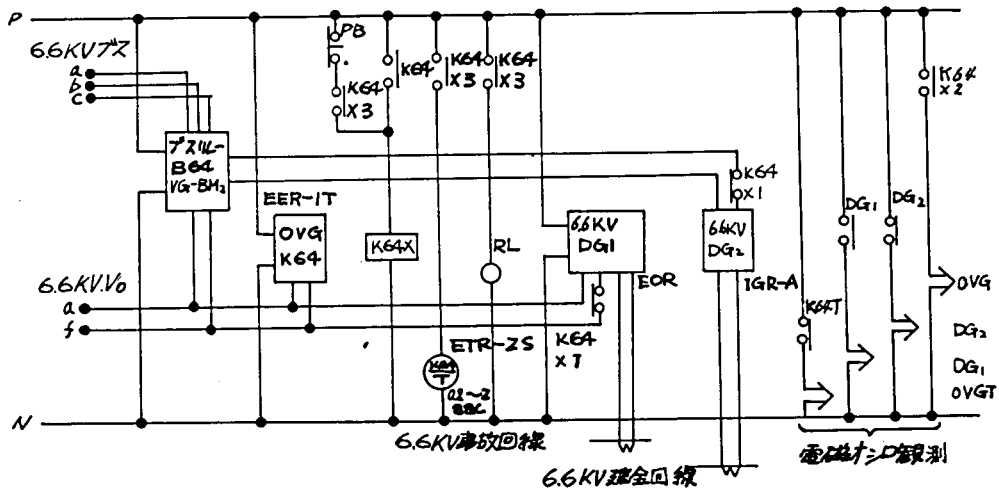
保護シーケンスは第 1.9 図に示すとおりで、混触発生後 A C 放電電流により、まず 22 kV 側 D G を動作させ、22 kV 側しゃ断後 6.6 kV 側をしゃ断することとし、模擬配電線によってその保護性能の検証を行った。

実験結果を要約すると第 1.6 表のとおりで、一般的な 6.6 kV 系統に対しては、A C 放電器の動作により、また対地静電容量の大きい系統に対しては、その充電電流により 22 kV D G および 6.6 kV OVG が確実に動作し、22 kV、6.6 kV 両しゃ断器は協調をとってしゃ断することが明らかとなり、22 kV－6.6 kV 混触は確実にかつ安全に保護出来ることが確認された。

A C 放電器の構成要素および保護シーケンス実験回路は（付録 1－4）に示す。

第 1.6 表 22 kV－6.6 kV 混触時の保護

6.6 kV 系統 項目	A C 放電器	避 雷 器	22 kV D G	6.6 kV OVG
一 般 的 系 統 6.6kVC = 1 μ F/ ϕ	確実に放電する。 (2～3 相放電し) ても短絡しない	大部分のケースにおいて動作しない。 混触条件が厳しいときには瞬時放電し最過酷条件においては、破壊することがある。	A C 放電器の放電電流を検出する	180 V 整定にて動作 (一般地絡事故との判別容易)
C の大きい 系 統 6.6kVC = 3 μ F/ ϕ	不 動 作	不 動 作	6.6kVC の充電電流を検出する。	120 V 整定にて動作 (一般地絡事故との判別可能)
C の極端に 大きい系統 6.6kVC = 6 μ F/ ϕ	不 動 作	不 動 作	6.6kVC の充電電流を検出する。	100 V 整定にて不動作 (一般地絡事故との判別困難) 但し、混触時の異常電圧は、一般地絡事故以下 (1.66 倍)



第 1.9 図 A C 放電器保護シーケンス

1-3 22 kV ー 低圧配電線混触時の様相と保護方式

22 kVー低圧配電線の混触時における22 kV側から見た故障点抵抗はほとんどが第2種接地抵抗で占められ、故障電流は中性点抵抗により制限される大きさの電流でありかつ波形歪みの要因も少いため地絡保護継電器はほぼ確実に選択動作を行う。

この場合の検出しゃ断に必要な最小時間は保護装置の性能上から第1.7表のとおりであるが、配電系統の負荷点の数が2以上になる場合は、負荷点の地絡リレー（OCG）との協調時間0.3～0.4秒が必要なため、検出しゃ断時間は0.7秒程度となる。

第1.7表 地絡リレーによる検出しゃ断時間

系統の条件	使用リレー	検出しゃ断時間（秒）		
		リレー動作	しゃ断器動作	合計
1回線引出	瞬時要素付 OVG又はOCG	0.05	0.1	0.15
多回線引出	トランジスタ DG	0.2	0.1	0.3

22 kVー低圧配電線の混触が起れば、このようにして0.7秒以下の時間でしゃ断されるが、その間低圧線の対地電位は上昇することになり、その安全性が問題となる。

この対地電圧の上昇値は22 kV側系統の中性点接地方式と低圧側の接地すなわち、第2種接地の抵抗値に左右される。

第1.10図にその実測値を計算値と対比して示す。

この対地電位の上昇を抑制する方法としては、第2種接地抵抗を低くする方法と、1線地絡電流を小さくする方法があるが前述(1-1)の如く、いずれにも限界があり、したがってこの対地電位の上限を現行電気設備技術基準に規制されている150 Vとすることは實際上不可能であり、また2秒以内にしゃ断する場合の300 V以下とすることも極めてむづかしい。

実測は第1.11図に示す結線により、第2種接地点からフィーダの逆方向250 m地点を零電位基準として測定した。

また計算は次式によったものである。

$$V_g = R_2 \frac{3E}{Z_1 + Z_2 + Z_0 + 3R_F}$$

ただし V_g : 低圧線第2種接地点の電位

R_F : 故障点抵抗で $R_2 + R_a$

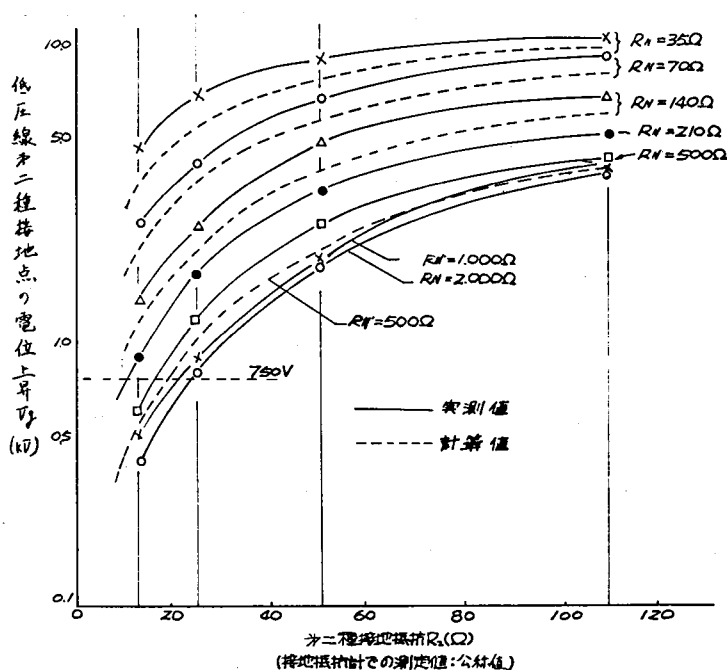
R_2 : 第2種接地抵抗

R_a : 混触抵抗(計算では省略)

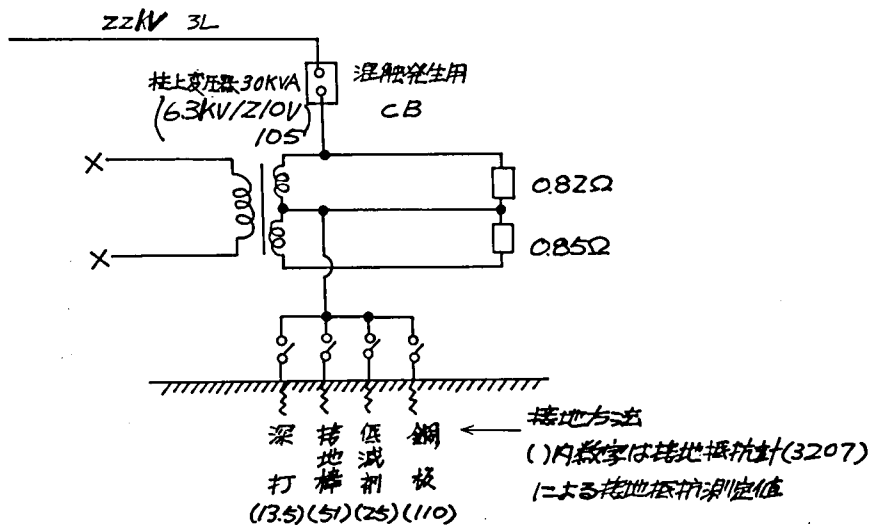
同図による実測値は計算値より上廻っているが、これは第2種接地抵抗値が公称値より故障点電流の大きさにより影響を受け、実質的に大きくなったことによることなどの影響と考えられる。

第1.12図に故障点電流と接地抵抗の関係を示す。なお接地抵抗は V_g / 故障点電流(両者とも実測値を使用)により求めた。

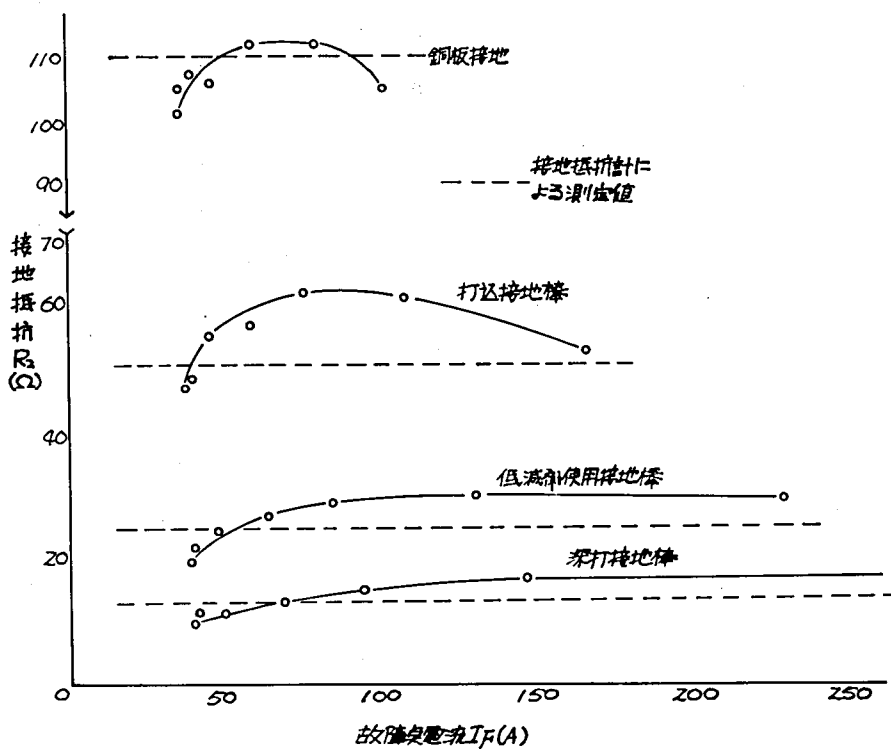
なお本実験は22kV側 $\Sigma I_C = 36A$ で補償リアクトル無しの場合で実施しているため、 R_N の大きい場合は、 ΣI_C の影響で電位上昇は高めに発生している。



第1.10図 低圧線の対地電位上昇



第 1.11 図 22kV-低圧配電線混触時の故障点結線図



第 1.12 図 接地抵抗の故障電流による変化

0.7秒以内にしゃ断する場合の750Vは2秒以内にしゃ断する300Vに比して、過電圧時間が $\frac{1}{3}$ になるため人の触れる機会がそれだけ少くなることとなり、安全性は同等以上であると考えられる。また現用されている電気器具について絶縁破壊試験を行った結果、第1.8表に示す如くいずれも破壊したものがなかった。

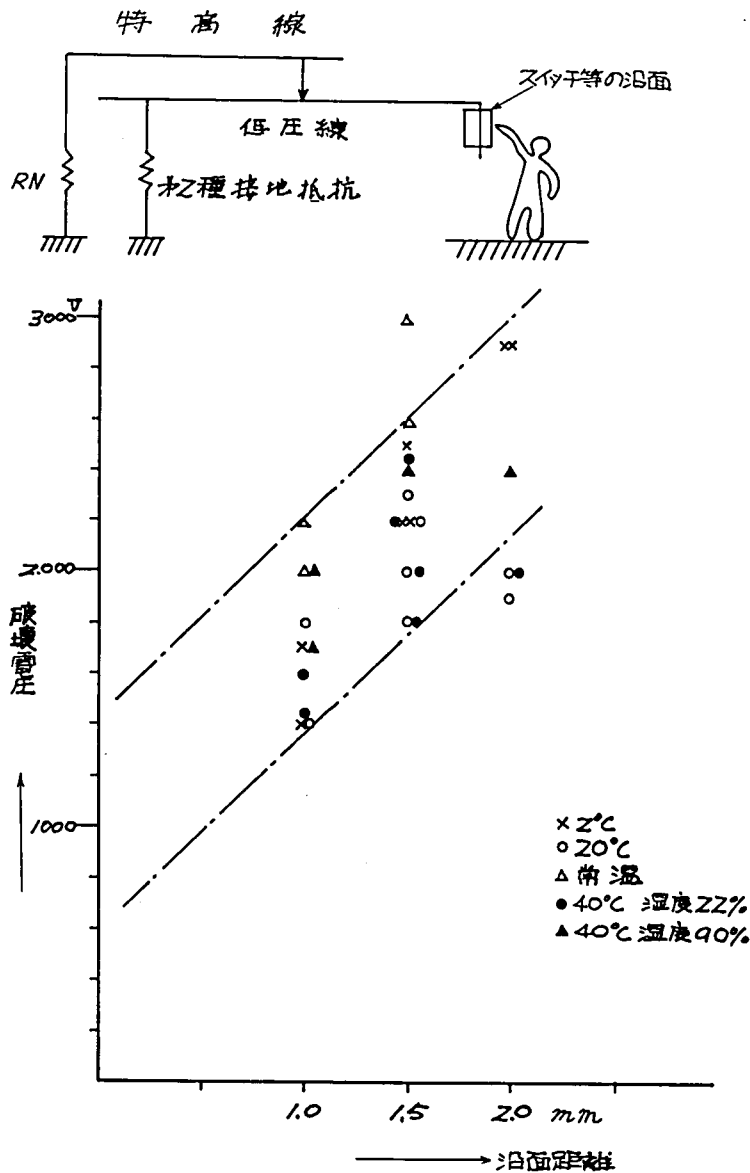
第1.8表 家庭用電気器具の絶縁破壊電圧

機 器	印加電圧 試料数	800V	1200V	1500V	2000V	2500V
アイロン	6	0	1	0	1	0
ベ ー プ	6	0	0	0	0	0
ドライヤー	5	0	0	0	1	0
ミキサー	4	0	0	0	2	0
ス タ ンド	6	0	0	0	0	2
トースター	5	0	0	0	2	0
ソ ケ ッ ト	6	0	0	0	0	0
コンセント	5	0	0	0	0	2
洗 濯 機	5	0	1	0	1	0
電 気 毛 布	6	0	0	0	0	0
ビニルコード	2	0	0	0	0	0
ゴ ム コ ー ド	2	0	0	0	0	0
袋 打 コ ー ド	2	0	0	0	0	0

(注) 1. 機器端子電圧の波形が乱れた時点を絶縁破壊とみなし、表の数字は各印加電圧に対する絶縁破壊した機器の個数を示す。

また第1.13図に示すように人体と大地との間に畳などの接触抵抗がなくとも、スイッチコンセントなどの充電部と接触点までの沿面長が1mm以上あれば、1000V印加の状態でも閃絡していない。

このようにして750V 0.7秒しゃ断の安全性は確認されたため、これを基礎とした系統条件を整えて行くこととする。



第 1.13 図 プレーカ、コンセントなどの沿面破壊電圧

1-4 地絡事故の様相と保護方式

22kV配電線路の地絡保護は、変電所の配電線用しゃ断器で行い、自家用構内の地絡保護は需要家の受電用しゃ断器で行うことを前提とした場合、それぞれ適用可能な

主保護継電器としては、第 1.9 表に示す種類のものが考えられる。

第 1.9 表 主保護継電器の種類と適用

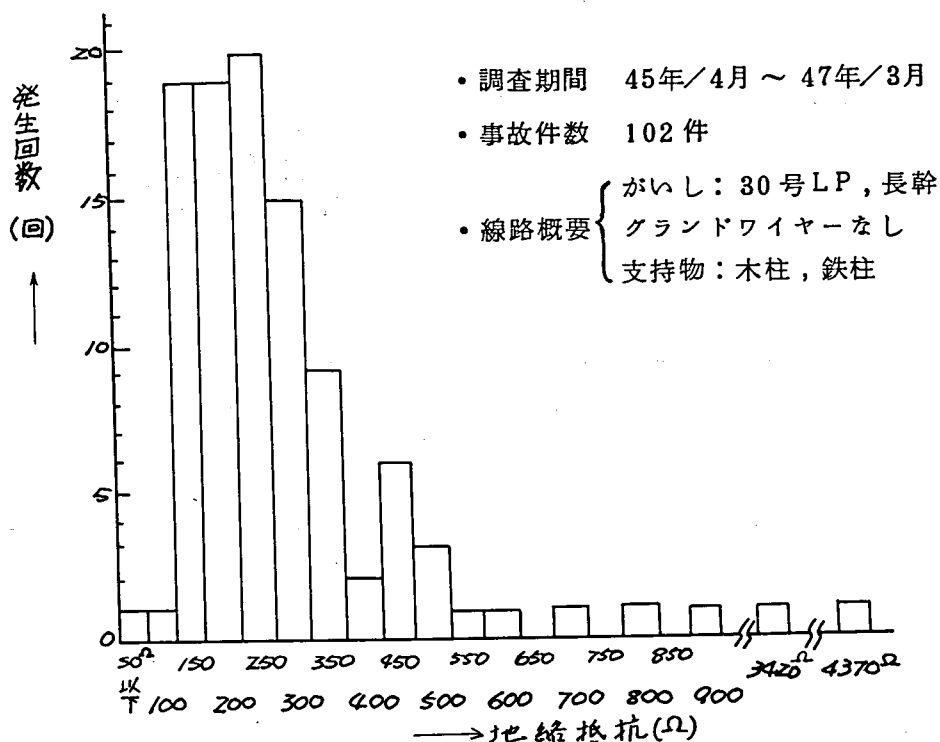
施 設 個 所		中性点接地方式		非 接 地	
		低抵抗接地	高抵抗接地	長 亘 長	短 亘 長
変電所配電線用 継 電 器	多回線引出の場合	D. G. O.C.G.	D. G.	D. G.	D. G.
	1 回線引出の場合	O.C.G.	O.C.G. (O.V.G.)	O.C.G. (O.V.G.)	O.V.G. (O.C.G.)
需 要 家 受 電 用 継 電 器		O.C.G.	O.C.G.	O.C.G.	O.V.G. (O.C.G.)

(注) () は確実動作のため and 要素として使用することが考えられるもの。

DG : 地絡方向継電器

OCG : 地絡過電流継電器

OVG : 地絡過電圧継電器

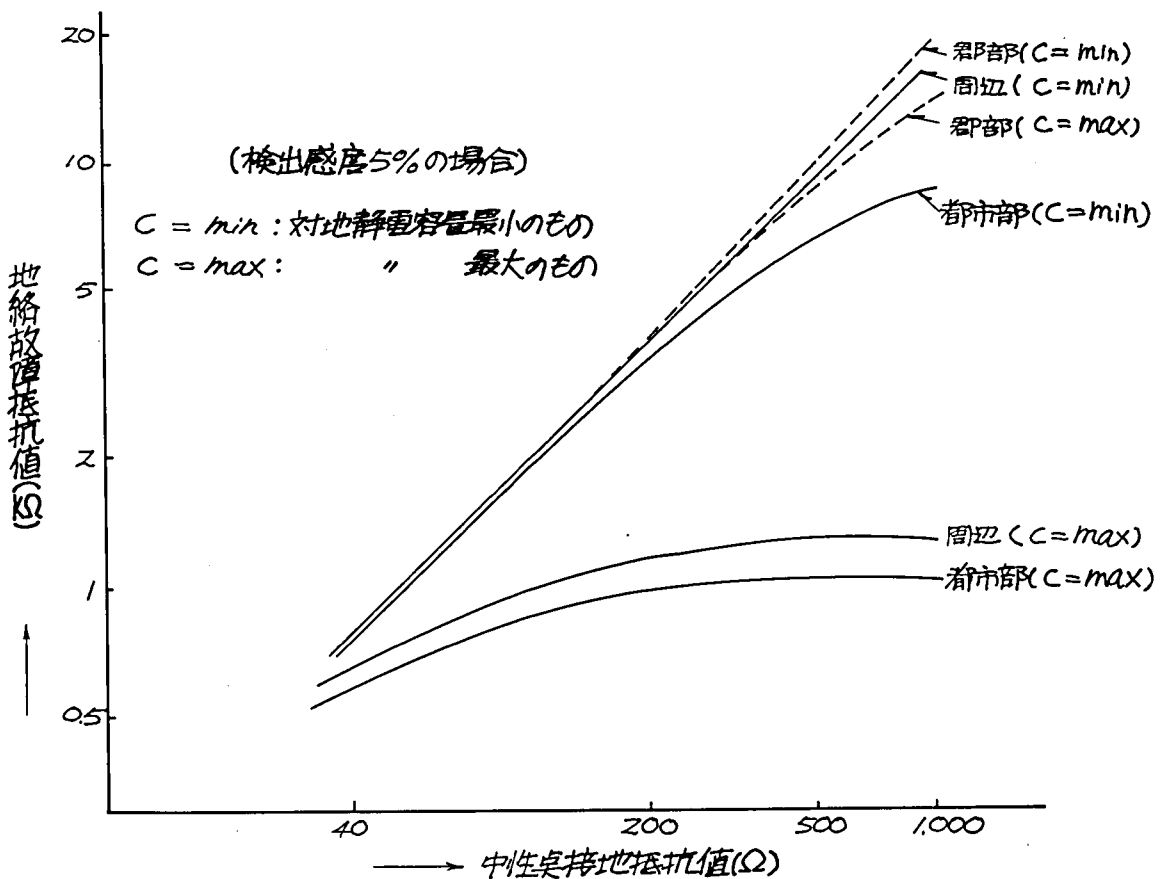


第 1.14 図 33kV 系事故実績例

22kV配電系統における地絡故障抵抗値については実測記録がないが、第1.14図に示すような33kV配電系統における事故実績の調査結果から類推すると、地絡故障抵抗値はおおよそ0～5,000Ωと見なすことが出来る。

また、22kVモデル配電系統について中性点接地抵抗と検出可能な地絡抵抗との関係を5%検出（完全地絡時に発生する零相電圧の5%）の地絡継電器を使用して検討した結果は第1.15図のとおりである。

これから明らかなように、地絡抵抗の検出感度は系統条件によって左右されるが、樹木接触などの不完全地絡はある程度故障が進展してから検出しゃ断するものとし、すなわち地絡継電器の保護範囲を地絡故障抵抗値5,000Ω程度以下に限定すれば、Cが極端に大きくない系統では5%整定でよいものと考えられる。



第1.15図 モデル系統における中性点接地抵抗値と検出可能地絡抵抗値

地絡事故時に故障回線に流れる零相電流は、メタリック地絡や一般のアーク地絡においては、正弦波に近く保護継電方式上問題はないが、ケーブル等の絶縁物にピンホールによるアーク地絡が発生すると、地絡電流波形が著しく歪み、継電器誤動作の原因となる。

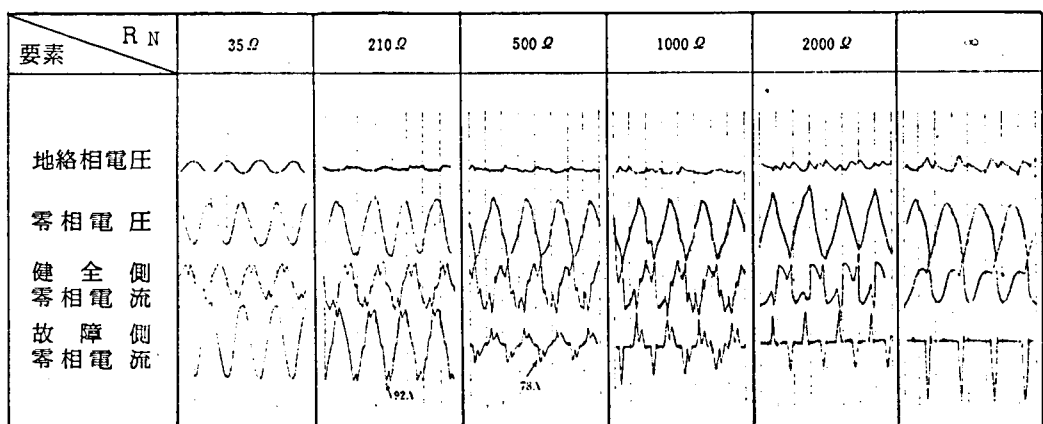
この波形歪みの発生メカニズムならびに波形位相の相関関係などに関する実験結果については（付録 1-5）に示すが、これを要約すると下記の通りである。

(a) 中性点抵抗が大きい程波形歪みは大きくなり、非接地の場合が最も著しい。（第 1.16 図）

(b) 対地静電容量が大きくなると、閃絡時の地絡電流が大きくなりその通過時間が長くなる。さらに充放電時の時定数が大きくなるため、波形歪みも小さくなる（第 1.17 図）。対地静電容量が比較的小さい場合は、数百 Hz ～数 kHz の高周波振動が発生している。（第 1.18 図）

一方零相電圧についてみると、地絡電流が針状波であるため通電瞬時に対地静電容量を充電し、絶縁回復で地絡電流が消滅すると中性点抵抗を通じて対地静電容量の電荷を放電するため、矩形波に近い形となっている。

(c) 電線種別毎にみると、SL ケーブル事故の歪みが大きく次いで CV ケーブル、絶縁電線の順となる。

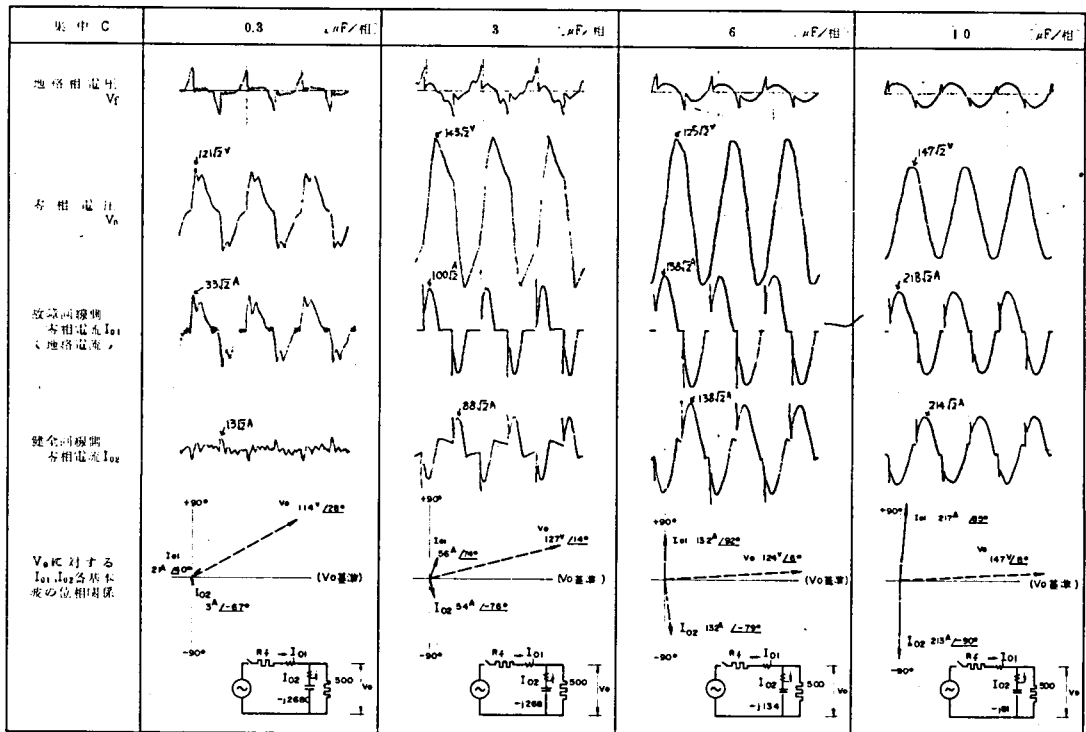


第 1.16 図 系統条件と地絡故障波形

（CV ケーブル，集中 $C = 3 \mu F / \text{相}$ $X_L = 470 \text{ kVA}$ ）

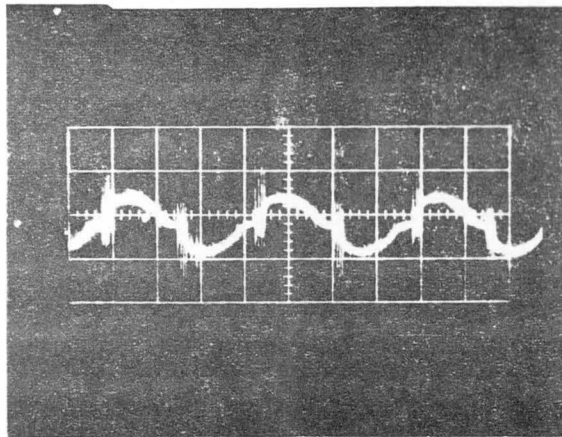
(d) メタリック地絡事故へ移行し、波形歪みが消滅する時間は、実験結果によれば、
CV ケーブルでは数サイクルであり、SL ケーブルの場合は1～2秒を要する。

この対策として22KV配電線路用の地絡保護継電器には現行6.6KV地絡継電器と同様に、電圧電流検出回路に基本波超過分を減衰させる低域濾波器を挿入するとともに地絡除去後の減衰振動などによる誤動作を防止するための150～200ms程度の遅延時限回路のとりつけが必要であると考えられる。



第 1.17 図 健全回路側ケーブルの対地容量（集中 C）

に対する波形歪みと各基本波の位相関係
（CV ケーブル， $R_N = 500 \Omega$ ， X_L なし）



第 1.18 図 地絡電流 I_{01} の高周波振動
(集中 $C = 0.3 \mu F$ / 相, $R_N = 500 \Omega$, X_L なし)

このフィルタ回路の選択度の設定と検出特性の直線性は継電器の性能上極めて重要である。すなわち基本波成分の選択度を高めると位相判別の精度は良くなるがフィルタの応答時間が遅くなるため、電流検出感度が悪くなるおそれがある。

また GPT あるいは ZCT からフィルタ回路までの検出特性に直線性がないと、誤った位相判別を行って誤動作を起こす原因となる。このため数回の実験を行ってこのフィルタ回路を見直し改良を加えた。

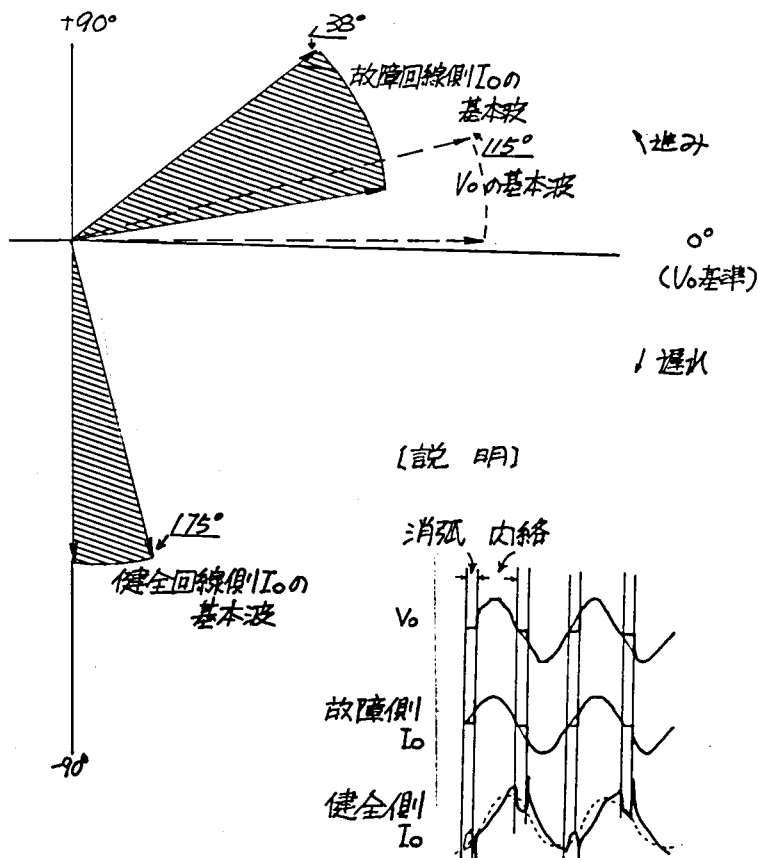
もう一つの改良点は継電器の動作領域を決める位相特性である。第 1.19 図に地絡故障時における位相関係を示す。健全回線側 DG の動作要素となる零相電圧と健全回線側の零相電流（ケーブルへの充電電流に相当する）の基本波との位相関係は、健全回線側がケーブルのみの場合、その対地静電容量の影響で 90° 程度になるが、故障点の間欠地絡によってその波形が歪み第 1.19 図に図解するようにその基本波の位相関係は 90° から若干せばまり、 $75 \sim 90^\circ$ になると考えられる。

そのため継電器の位相特性としては、高感度で健全回線側 DG の誤動作をさける上から 20° 程度の進み位相特性とする必要があるとの結論を得た。

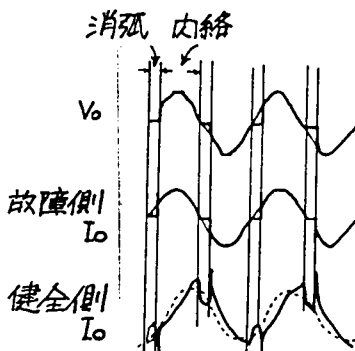
このようにして波形歪みを生ずる地絡事故にも確実に動作する継電器を開発するこ

とが出来た。

この継電器の概要については(付録1-6)に示す。



〔説明〕



CV ケーブル
集中 $C = 3 \mu F / \text{相}$
 $X_L = 470 \text{ kVA}$
 $R_N = 35 \sim \infty \Omega$

第 1.19 図 地絡故障時の位相関係

(注) 健全側 I_0 は V_0 より 90° 遅れ位相であるが、間欠地絡によって、図のように最大値の後半で凹む波形に歪むため、その基本波は点線のように若干進み V_0 との位相差は 90° よりせばまる。

検出しゃ断速度に対する基本的な考え方としては、瞬時性故障に対する不必要動作を防止し、設備保護保安対策上必要な速度でしゃ断することである。

特に 22kV 配電線は送電系統と異り、市街地等人家連たん地を通ることもあり、低圧線との併架、弱電線との共架を前提としているため、混触、誘導に対する保安対策

を考慮する必要がある、混触時の低圧線の電位上昇をいかにおさえるとしても、出来るだけ速くしゃ断することが望ましい。一方保護装置の技術面からは上位系統ならびに需要家を考慮した協調時限が必要となり、両者の兼ね合いで検出時限を決めることが望ましい。

以上のことから現在一般に使用されている継電器としゃ断器を使用して、地絡保護を行う場合の検出ししゃ断時間を例示したものが第 1.10 表である。

第 1.10 表 検 出 し しゃ断 時 間

	変 電 所	需 要 家
継 電 器 検 出 時 限 (A)	0.1 ～ 0.2 (秒)	0.1 ～ 0.2 (秒)
しゃ断器動作時限(B)	0.1	0.1
協 調 時 限 (C)	0.3 ～ 0.4	—
しゃ断速度(A+B+C)	0.5 ～ 0.7	0.2 ～ 0.3

次に 22kV 需要家の地絡保護継電装置については、現在、CT 3 台の残留回路に過電流継電器を挿入する方式が採用されているが、これは中性点低抵抗(40Ω程度)接地系においては、完全地絡時に有効分だけでも 300A 程度の大きな 1 線地絡電流が流れるため、十分事故検出が可能である。しかし、今後広く採用しようとする高抵抗接地系においては、地絡電流が少くなるため、CT の特性不揃いなどによる誤動作を招くので不適當であり、零相変流器 ZCT を採用する必要がある。ZCT の規格としては現在 JEC-143 があるが、これは地絡電流の極めて少い非接地系用として規定されたものであり、抵抗接地系用としては、別のものとすべきである。

特に今後採用される装置は、高抵抗接地系の新設需要家は勿論のこと、既設低抵抗接地系需要家に対しても高抵抗接地系に系統変更される時点で適用する必要があるため、既設需要家の狭い受電室内においても容易に取替え得るように ZCT は極力小形化をはかり、かつ分割鉄心形とする必要がある。また構内保護装置としての信頼度をもたせるため、受電変圧器 2 次側短絡事故時に誤動作しないよう、十分な残留電流特性を有するものでなければならない。

以上の事項を総合勘案し、異相地絡時の過負荷耐量などきびしい条件を設けて、ZCTと地絡過電流継電器（OCG）とを組合わせた場合の最適仕様について種々の検討を行い試作品の完成をみた。その概略仕様を第1.11表に示す。表からわかるとおりZCTの鉄心巾は40mmのもので実現可能の見通しが得られ、現行のZCTの鉄心巾が100mm程度であることを考えればかなりの小形化がはかれたことになる。

なお、OCGについても、地絡事故様相の波形歪み対策としてフィルタ回路を改良したことは前述と同様である。

第1.11表 試作地絡保護装置の仕様

Z	C	T	O	C	G
定格零相 1 次電流： 1 A			定 格 電 流： (Z C T 2 次)： 1 A 連続		
" 2 次電流： 10 m A			動作電流整定値： (Z C T 1 次)： 1 - 2 - 3 A		
2 次 負 担： 2 Ω			負 担： 2 Ω		
鉄 心 巾： 40 mm			過 負 荷 耐 量： 定格電流の 40 倍 1 秒		
貫 通 穴： 100 mm φ			動 作 時 間	整定値の 130% 0.2 秒以下	
残 留 電 流： 3 φ 短絡電流 2,000 A で誤動作しないこと。				" 400% 0.1 秒以下	

第2章 異常電圧と絶縁協調に関する検討

従来の架空送電系統の絶縁設計は、内部異常電圧に耐えるがいしおよびアークホーンギャップを選定し、これに雷サージに対して協調のとれる電線間隔、対地間距離をとる設計、すなわち一般地域では開閉サージをベースとした設計がとられており、開閉サージ最大倍数は非接地の場合4倍、抵抗リアクトル接地の場合3.3倍が設定されている。

22kV 架空配電系統の絶縁設計に対する考え方も初期の頃は運転実績もなく、ケーブル系統と混用することもないので上記送電系統の設計手法がそのまま採用されていた。避雷器も JEC 規格による性能を持つものが使用された結果、系統の BIL は 20 A 号がとられてきた。

その後 22 kV 配電を普遍的に実施するにあたって、環境調和などの観点から、よりコンパクトなもの、よりコストダウンされたものの必要性が高まり、開閉サージの実測と解析、BIL低減設備の開発と実規模線路における実証実験など絶縁設計の見直しを行い下記のような基本設計の可能性を見出した。

2-1 絶縁設計の基本的な考え方

22kV配電系統には、送電系統とは異なり、開閉器やケーブルなどの直列機器が散在する。これら機器は過電圧による絶縁破壊が信頼度上重大な影響を及ぼすために、避雷器による保護が欠かせず、その結果避雷器が系統内の各所に設置されることになる。また1系統の亘長は長くとも20km程度であるが、架空線とケーブルが系統内に混在し、系統開閉時の条件としては、無負荷の場合と線間に変圧器や負荷が接続される場合の2種類があるなど、開閉サージは架空送電系統のそれと様相を異にする。これら特徴を総合的に検討した結果絶縁設計の基本的考え方としては次の考え方をとることとする。

通常系統で発生が予想される開閉サージ、持続性異常電圧などの内部異常電圧に対

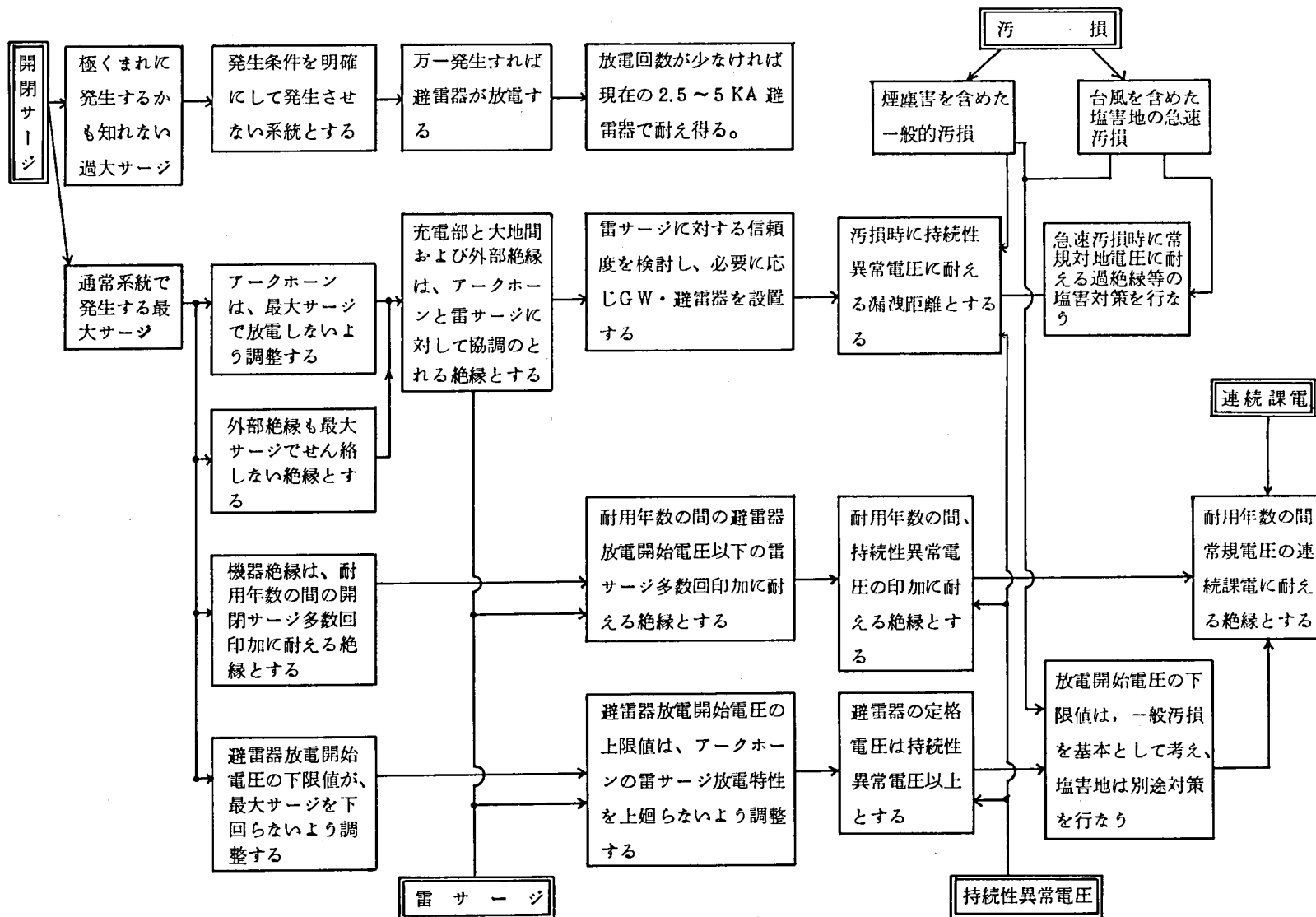
しては十分なる絶縁を有し、これに経過地域の気象条件を加味して耐雷、耐塩の対策を施す方法をとる設計とする。

ここで十分なる絶縁とは、内部異常電圧のうち、開閉サージ領域において、98%はこの値以下になると考えられるサージを最大開閉サージと考え、この98%の開閉サージに対しては、耐用年数の間耐える絶縁として、残りのまれに発生する2%の過大サージは避雷器で保護する考え方にたった絶縁をいう。(付録2-2)⁽²¹⁾

持続性異常電圧に対しては、耐用年数の間異常なく耐える設計を基本設計とするが、汚損時の外部絶縁の絶縁耐力については、次のように考える。まれに発生する急速汚損(台風時など)に対しても持続性異常電圧に耐える設計とすれば安全度は高いが相当大的な過絶縁となるため事故確率、急速汚損発生ひん度を勘案し、常時汚損に対しては、持続性異常電圧に耐え、まれに発生する急速汚損に対しては、常規対地電圧に耐える設計とする。(付録2.1)

系統の絶縁をおびやかす雷サージに対しては、経過地条件と要求される信頼度を勘案して、グラウンドワイヤによるしゃへい、避雷器によるサージ電圧抑制、ホーンによる被害拡大防止の方法を組合せて採用する。

以上のような考え方を整理集約すると第2.1図のとおりとなる。



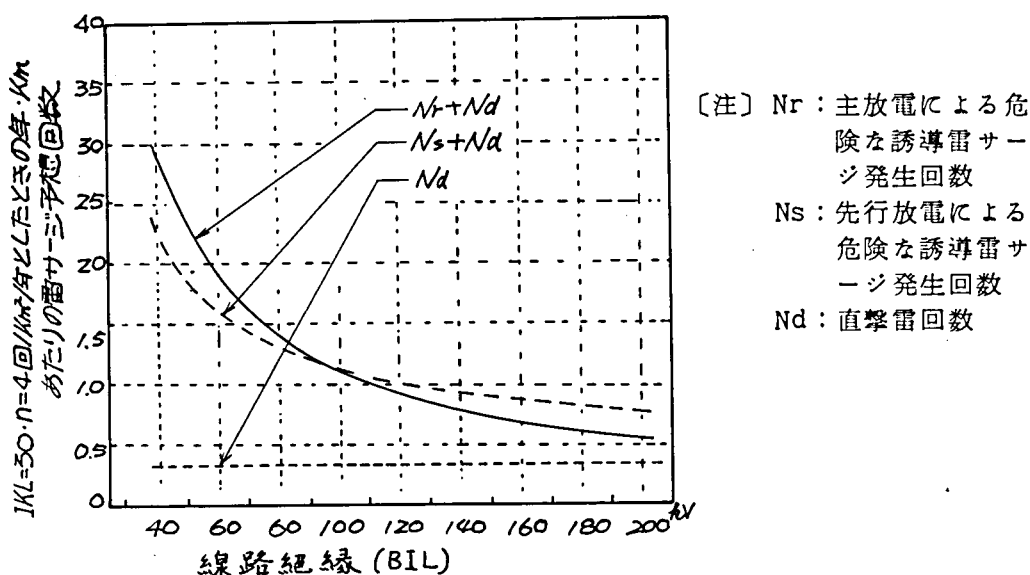
第 2.1 図 絶縁設計の基本的な考え方

2-2 異常電圧の設定

2-2-1 雷サージ

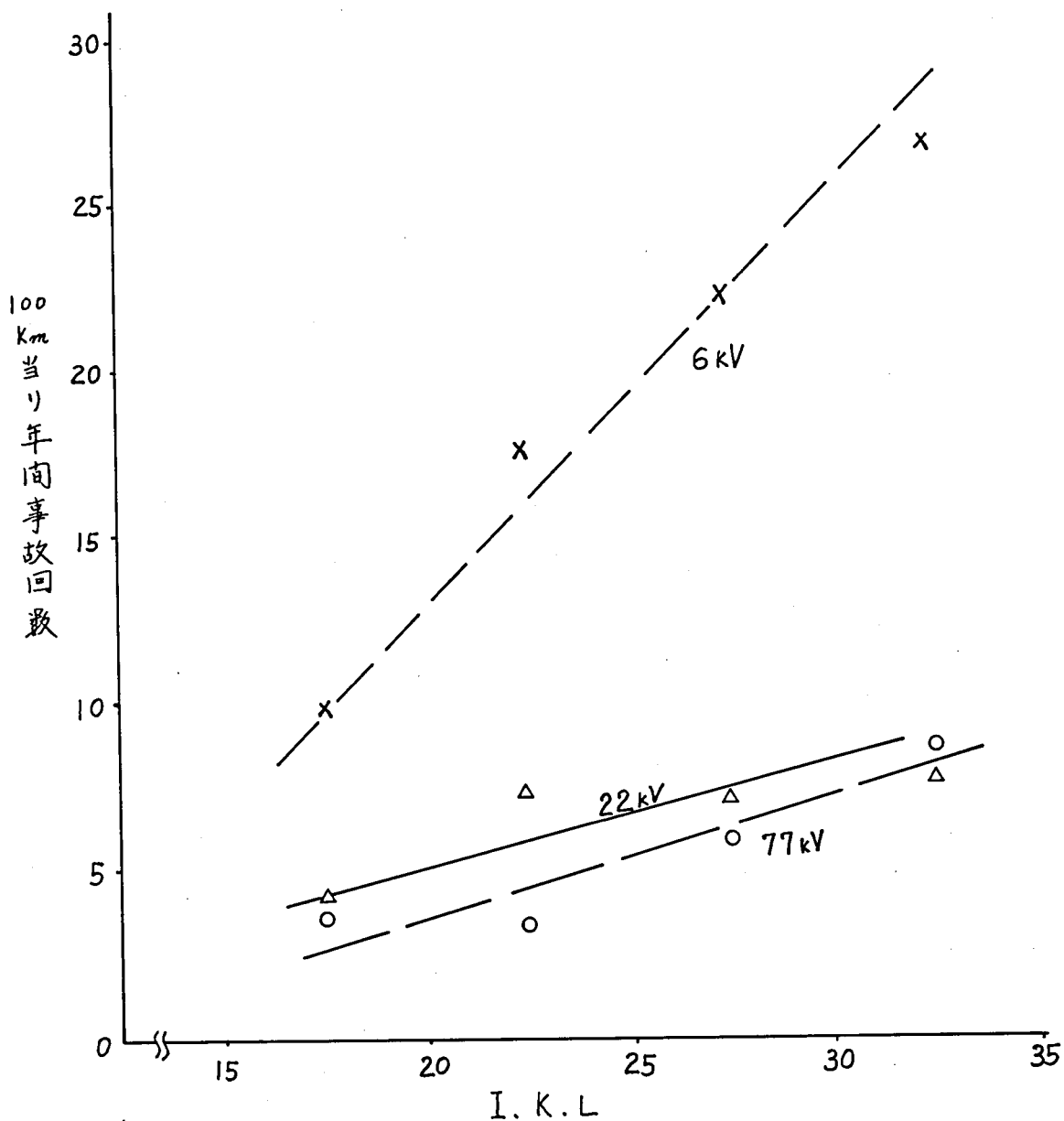
22 kV 架空配電線に発生する自然雷サージの理論予測計算値を大和氏（電力中央研究所）が報告されている。⁽⁴⁾ これによれば、BIL を超過する雷サージ予想回数は $IKL = 30$ 、落雷ひん度 $N = 4$ 回/ km^2 /年、電線地上高 $h = 10$ m としたとき $BIL = 100$ kV の線路と $BIL = 150$ kV の線路では、0.2 ~ 0.3 回/年 km 程度の差となっている。

また、関西電力管内の雷害実績（永久事故＋再閉路成功事故）を調査した結果では、線路の BIL と雷害事故ひん度との間に明確な相関性は見いだせず第 2.3 図から求めた $IKL30$ の 22kV 雷害事故実績は第 2.2 図に示す大和氏の予測計算値の $\frac{1}{10}$ 程度であった。これらのことから現在 22kV 系統で一般に採用されている BIL150kV を 1 段ないし 2 段低減しても、低減 BIL に見合う避雷器を開発すれば雷サージに対する信頼度に有意差はないものと考えられる。



第 2.2 図 絶縁レベル (BIL) を超過する雷サージ予想発生回数

($h = 10$ m の場合)



第 2.3 図 関西電力管内架空送配電線の雷害事故実績

2-2-2 開閉サージ

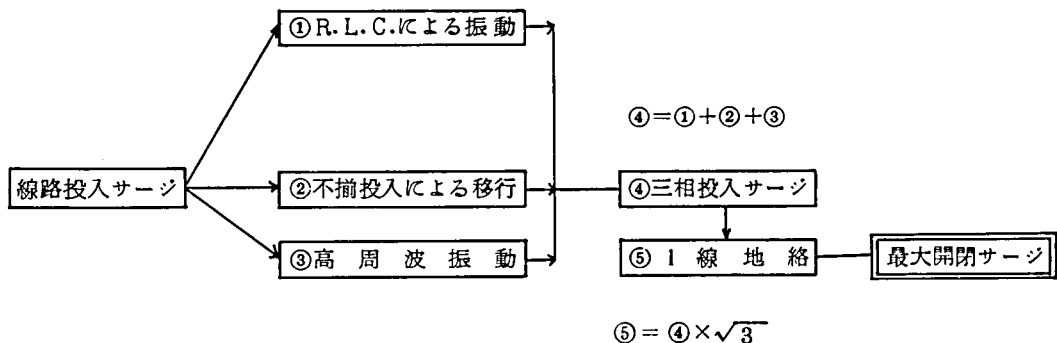
22kV 配電系統に発生する可能性のある開閉サージを列挙すれば、およそ第 2.1 表のとおりとなる。

このうちしゃ断時に発生するサージは、しゃ断器の性能いかんにより左右される要素が大きく、最近のしゃ断器および保護機器ではこの種の異常電圧抑制は充分にはかかれていていると考えられるが不揃投入および再閉路投入に伴うサージは、主として系統条件により左右され系統の R L C 定数による過渡振動、架空地中併用系統における反射往復によるサージの拡大、線間の変圧器や負荷によるサージの移行など、充分な検討が必要である。

本論においては、絶縁設計上問題となるような異常電圧を発生するしゃ断器は使用しないことを前提とし、不揃投入に代表される投入サージを絶縁設計上考慮すべき開閉サージとした。なお静電結合による低圧側移行電圧については、系統条件として一般的なものではないので検討から除外した。

22kV 配電線路の不揃投入に代表される開閉サージは第 2.4 図に示す如く次の 3 種類の要因が相互に影響しあって構成されていることが実測ならびにその詳細解析の結果明らかになった。

- ① 配電系統の RLC 定数による振動
- ② シャ断器などの不揃投入による他相移行
- ③ サージの透過、反射の繰返しによる高周波振動



第 2.4 図 線路投入時における開閉サージ発生機構

第 2.1 表 22 kV 系統における開閉サーヂ

しゃ断器（開閉器）の開閉条件	開 閉 サ ー ジ の 発 生 機 構 な ど
<div data-bbox="218 262 966 738"> <p>不揃投入</p> <ul style="list-style-type: none"> 第 1 相投入 → 投入サーヂ 第 2、3 相投入 → 投入サーヂ + 線路側誘導電圧 1 線地絡時 → 投入サーヂ + 健全相異常電圧 静電結合による低圧側移行電圧 </div>	<div data-bbox="966 262 1761 738"> <p>投入サーヂ しゃ断器（開閉器）の第 1 投入によって発生するサーヂ。</p> <p>投入サーヂ + 線路側誘導電圧 線路の静電容量、負荷、変圧器などを介して、未投入相に第 1 相投入後若干の時間おくれ後、第 1 投入相と同相の電圧が誘起し、これと第 2、第 3 相の投入サーヂが重畳するもの。</p> <p>投入サーヂ + 健全相異常電圧 不揃投入と 1 線地絡事故が併発した場合の合成サーヂ。</p> <p>静電結合による低圧側移行電圧 巻数比が大きく非接地の変圧器を二次側開放状態で一次側を開閉する場合、不揃投入による二次側に発生する異常電圧。</p> </div>
<div data-bbox="218 738 966 943"> <p>変圧器励磁電流しゃ断</p> <p>故障時におけるしゃ断</p> </div>	<div data-bbox="966 738 1761 943"> <p>電流さい断サーヂ + 再発弧 一般には、変圧器励磁電流等の遅相小電流のしゃ断時に発生する電流さい断によるサーヂであり、真空しゃ断器では多重再発弧によるサーヂも報告されている。</p> </div>
<div data-bbox="218 943 966 1094"> <p>充電電流のしゃ断</p> </div>	<div data-bbox="966 943 1761 1094"> <p>過渡振動 + 再点弧 無負荷線路の開閉等、進相小電流しゃ断時のしゃ断器再点弧に起因するサーヂ。</p> </div>
<div data-bbox="218 1094 966 1238"> <p>残留電圧回路の再開路</p> </div>	<div data-bbox="966 1094 1761 1238"> <p>投入サーヂ + 残留電圧 充電電圧による残留電圧、誘導電動機負荷による残留電圧と、投入サーヂが重畳するもの。</p> </div>

一般に架空線だけの系統では①、②が支配的な要素となって④、⑤が形成されている。①のRLCによる振動は、波形の比較的ゆるやかな振動で、系統のインピーダンス（負荷も含む）と中性点抵抗、対地静電容量などによって決まる回路定数固有の過渡振動であり、ここに②の不揃投入の影響が加味される。これらの諸要因が開閉サージの大きさにおよぼす影響については、第2.2表のようにまとめることが出来る。③の高周波振動は、系統内の局所的な過渡振動としてわずかに上述の過渡振動に重畳することがある。

実測ならびに解析の結果を総合すれば架空線だけの系統における開閉サージの最大値としては1.9 PU が想定され他相への移行電圧などによる10%程度の拡大を見込んで2.1 PU が想定される。なお架空線だけの系統では、サージの反射往復による顕著な高周波振動は実測オシログラムにはほとんど現われておらず、これを特に考慮する必要はないと考えられる。

第2.2表 要因別にみた開閉サージの傾向

要 因	開 閉 サ ー ジ の 大 き さ の 傾 向
お よ そ の 傾 向	架空線のみ<無負荷変圧器、負荷付架空線
不 揃 投 入 の 影 響	大 き さ 三相同時<不揃あり 頻 度 三相同時<不揃あり
不 揃 投 入 順 序	第1相(A相)波高値投入に対して遅れ相(B相)投入<進み相(C相)投入
負 荷	重負荷~軽負荷
中 性 点 抵 抗	大 き さ、頻 度 500Ω のとき< 40Ω のとき $R_N = 500\Omega$ (高い場合) 第2相投入サージの第1相への移行 $R_N = 40\Omega$ (低い場合) 第2相投入時その相のサージ
他相への誘導電圧	無負荷変圧器 小容量<大容量、立上り緩やか 負 荷 軽負荷<重負荷、立上り速い 誘導電圧によるサージの拡大は、計算の範囲では認められず、 傾向は中性点抵抗の項参照
対 地 静 電 容 量	$R_N = 40\sim 500\Omega$ の範囲では対地静電容量が大きいと振動周波数が低下するのみでサージの傾向は類似

架空地中併用系統では、この他にケーブル、架空線のサージインピーダンスの不整合および機器のインピーダンスの影響も含めて、サージの反射透過のくり返しが原因と推定される③の高周波振動が顕著に発生する場合がある。振動周波数は数kHzと高く振動継続時間も系統周波数の $\frac{1}{10} \sim \frac{1}{15}$ サイクル以内の非常に短時間であるので、上記の負荷などによる誘導と重畳することはないと考えられる。したがって併用系統では、系統条件によって前記のRLCによる振動と不揃投入に起因して発生する比較的low周波のサージが主体となる場合と、サージの反射透過による高周波のサージが主体となる場合の2種類となる。

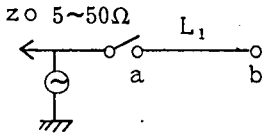
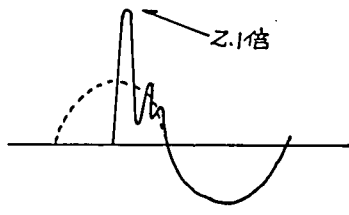
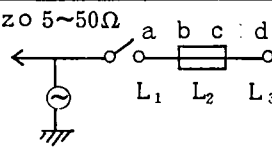
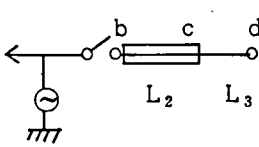
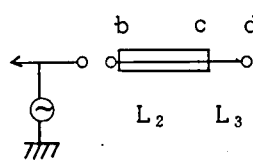
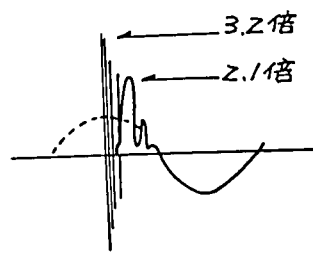
- (a) 電源側並列サージインピーダンスが大きい架空地中併用系統では、実測ならびに解析結果を総合すると、低周波の振動サージおよび高周波の振動サージともに架空線のための系統のサージ最大倍数を考慮しておけば充分であると想定される。
- (b) 電源側並列サージインピーダンスが低い場合で、相当長い地中引出ケーブルの先端に単純な架空線が接続される系統では、サージの反射透過による高周波振動が強く現れる場合があり、実測結果から三相投入サージで、3.2 PU を考慮する必要がある。

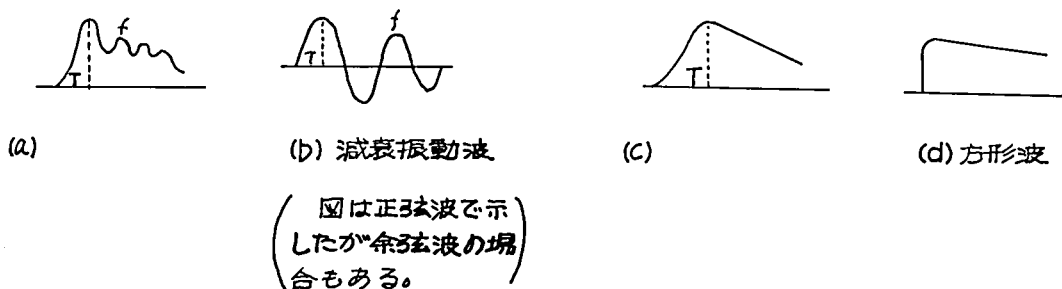
系統条件別にその特徴と最大倍数を整理すると第2.3表のとおりである。

送電系統では、無負荷開閉サージを対象としているが1線地絡時の投入サージについては、一般に直接接地方式のため投入時に最大サージが発生する機会は極めてまれであるとして設計対象から除くという考え方をしている。ところが高抵抗接地方式を主体とする配電系統では、通常の内部異常電圧に耐える設計を基本的な考え方とするため、1線地絡時投入サージを絶縁設計の対象とする必要がある。

また、再閉路投入時のサージは線路の残留電荷が大きい場合に反対極性で投入するときに発生し、第2.3表のサージ倍数よりも大きなサージとなることが考えられるが、残留電荷は負荷があれば放電するので問題とならないこと、半減時間は実測結果では架空系統で0.84秒、架空地中併用系統で2.2秒であることなどから、高速度再閉路方式をとらない限り一般的には、第2.3表のサージ倍数内であると考えられる。

第 2.3 表 系統条件と開閉サージ倍数

	系統の種類	サージ倍数		サージ要因と特徴
		3相 不揃投入	1線地絡 時投入	
通常 系統 で 発 生 す る サ ー ジ		2. 1	3. 6	<p>○系統の R・L・C による振動</p> <p>○不揃投入による拡大</p> <p>第 1 相投入サージが線間静電容量や負荷を介して未投入相に移行し、未投入相が反対の極性で投入されるとサージが拡大される。</p> <p>○振動周波数は、 R・L・C により左右され数百 Hz と比較的ゆるやか</p> 
		2. 1	3. 6	
		2. 1	3. 6	
	 <p>注</p> <p>① Z は電源並列回線のサージインピーダンス合成値</p>	$1 < \frac{L_3}{L_2} > 4$ の 範囲 の とき		
特殊な 系統 で 発 生 す る サ ー ジ	<p>5 Ω…ケーブル 6 回線分</p> <p>50 Ω…架空線 10 回線分に相当</p> <p>② L₁、L₃ は架空線</p> <p>③ L₂ はケーブル</p>	$1 < \frac{L_3}{L_2} < 4$ の 範囲 の とき		<p>○ C 点～d 点において、サージの反射往復がくり返され、高調波振動サージが末端に現れる。</p> <p>○振動周波数は数 kHz、振動継続時間は商用周波の 1/10～1/15 以内</p> <p>○ R・L・C による振動とは重畳しない。</p> 
		3. 2	5. 5	



第 2.5 図 開閉サージの代表的パターン

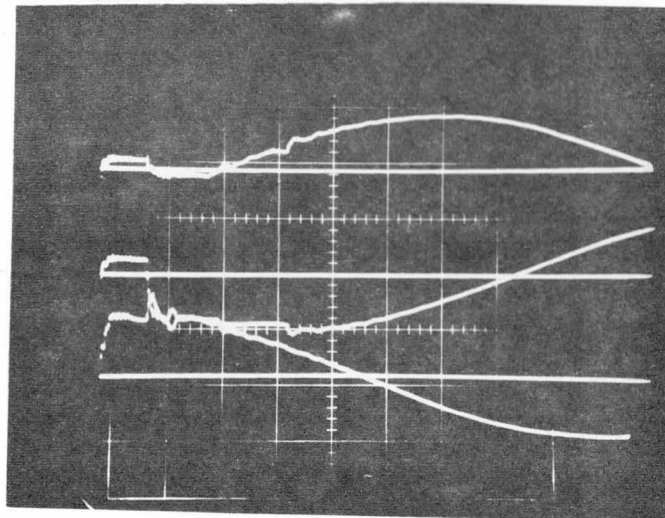
サージ波形としては、代表パターンとして第 2.5 図の波形が報告されているが、今回実測した実系統の開閉サージ波形も第 2.6 図にその例を示す如く、これと類似のものであった。これらの実測結果およびサージ計算盤での検討結果などを総合してサージ波頭長（ピークまでの時間）は次の範囲が考えられる。

- ① 三相不揃投入サージ 3.2 PU の系統では数 μs ～数 $10 \mu\text{s}$
- ② " 2.1 PU の系統では数 $10 \mu\text{s}$ ～数 ms

また開閉サージの発生頻度としては、しゃ断器の投入回数として、第 2.4 表が想定され、サージ倍数別発生頻度としては第 2.7 図が想定される。

第 2.4 表 しゃ断器投入回数想定値（回／年）

地 域	事 故 時 投 入		無 負 荷 投 入
	地 絡	そ の 他	
都 市	1.8	0.9	6.0
周 辺	2.6	1.6	6.0
郡 部	4.0	2.4	6.0



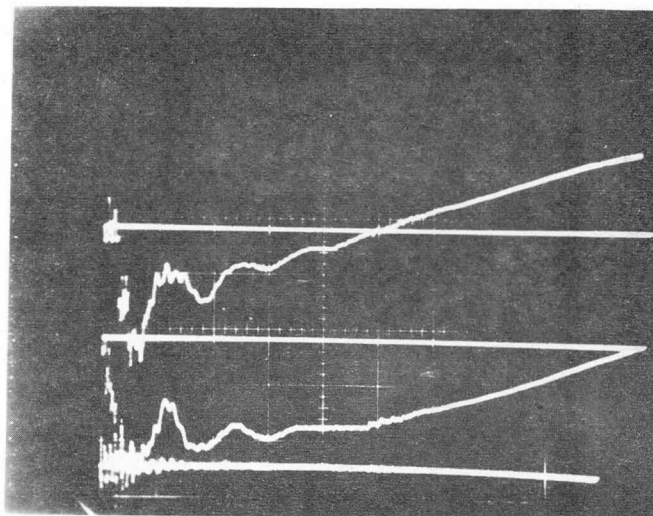
A 相

B 相

C 相

開 放 端 0.5 ms/div

(a) 月ヶ瀬線三相
南港線1線地絡投入時



A 相

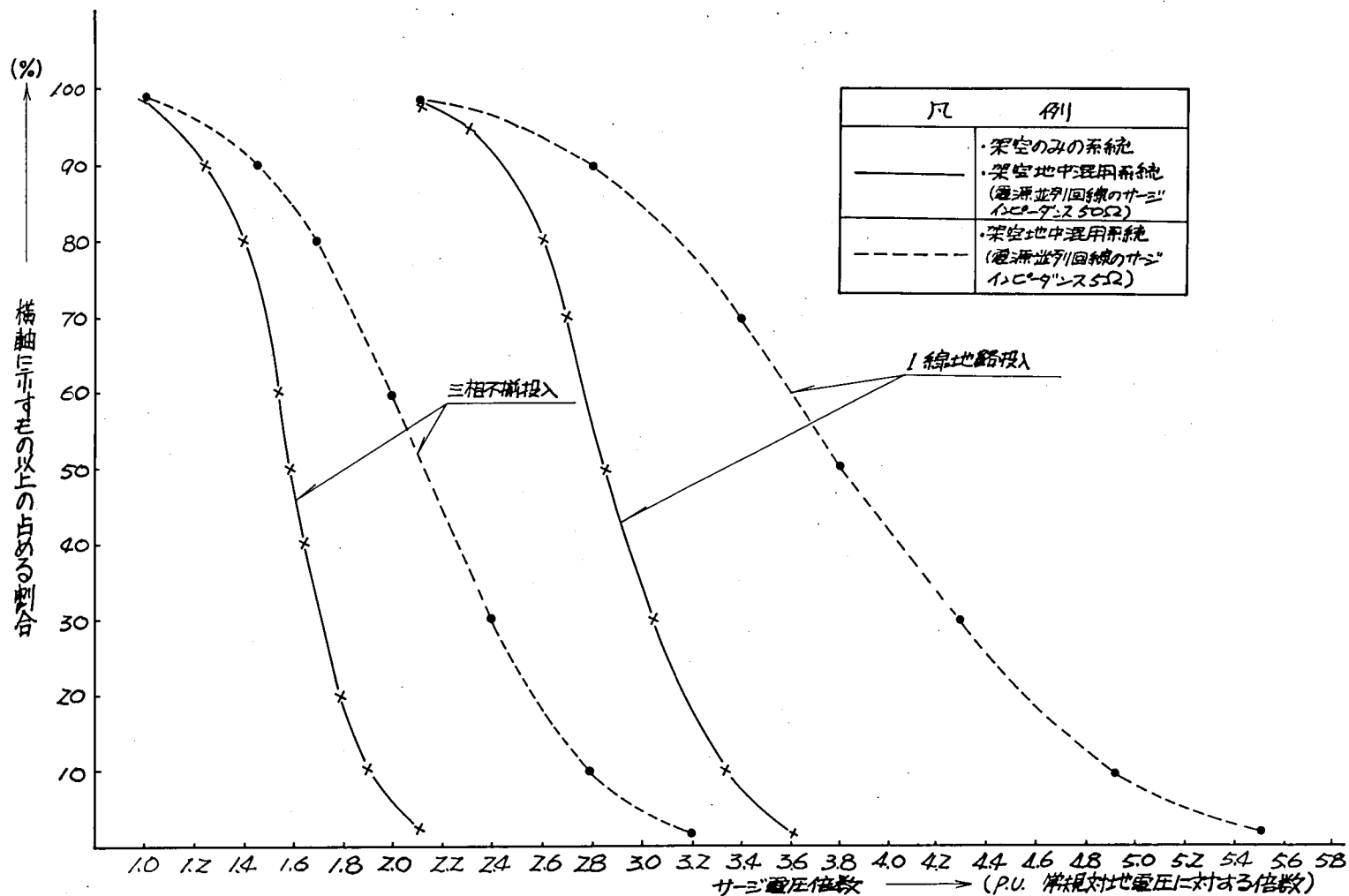
B 相

C 相

開 放 端 0.5 ms/div

(b) 南港線1線地絡
月ヶ瀬線三相投入時

第 2.6 図 開閉サージ実測オシログラム例



第 2.7 図 開閉サージ倍数別累積発生頻度曲線

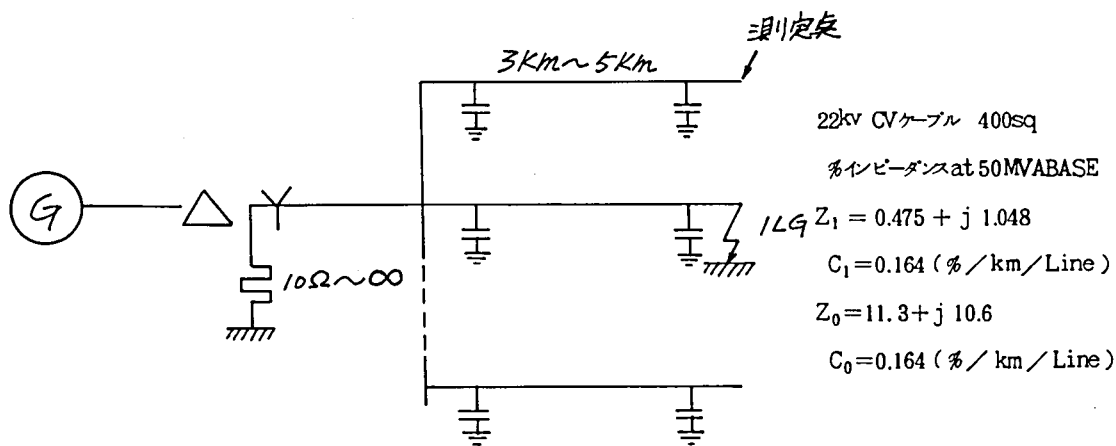
2-2-3 持続性異常電圧

22 kV 配電系統の持続性異常電圧としては、1線地絡時の健全相電位上昇を絶縁設計の対象とし、その他の異常電圧は系統構成などにより発生させないものとする考え方が出来る。

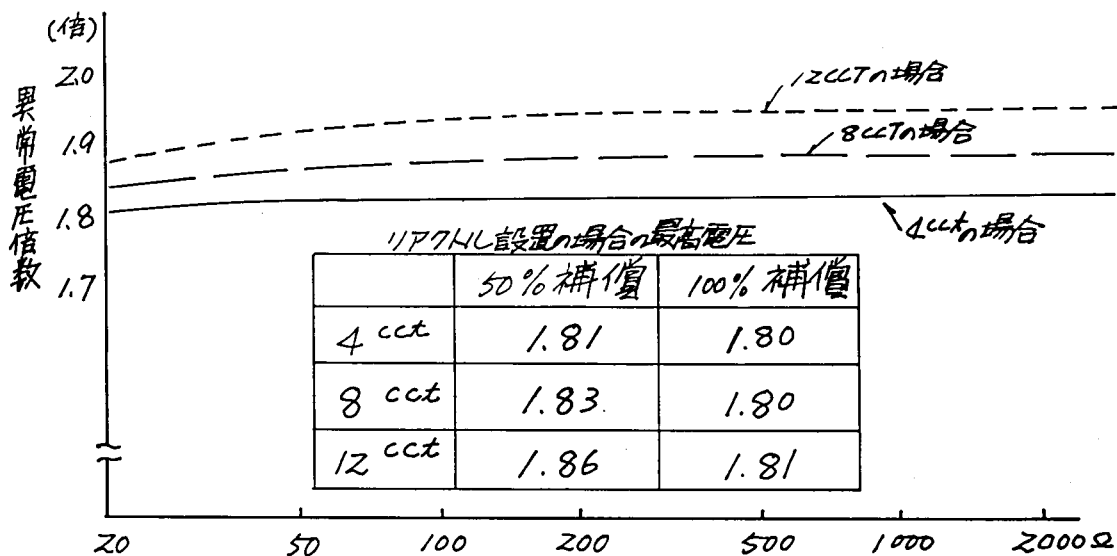
1線地絡時の健全相電位上昇値は、架空系統の場合、 $R_N = 5 \Omega \sim 1,000 \Omega$ の範囲では 1.73 倍以下であり、ケーブル系統でも抵抗接地の場合 2.0 倍以下、抵抗リアクトル接地の場合 1.8 倍以下であることが確められている。第 2.8 図は大阪市内に出現が予想されるケーブル系統のモデルであり、このモデルについて交流計算盤で計算した結果を第 2.9 図に示す。

これらの結果からごく特異な系統を作らない限り定常値では 2 倍以下であるといえる。

また非接地系統に於ては、間欠弧光地絡や、GPT の中性点不安定現象等による異常電圧が発生するおそれがあるが、現実的にはこれらの現象が発生する条件は極めてまれであり、過渡異常電圧としても 3 倍を見込めば十分であると考えられる。(付録 2.3)

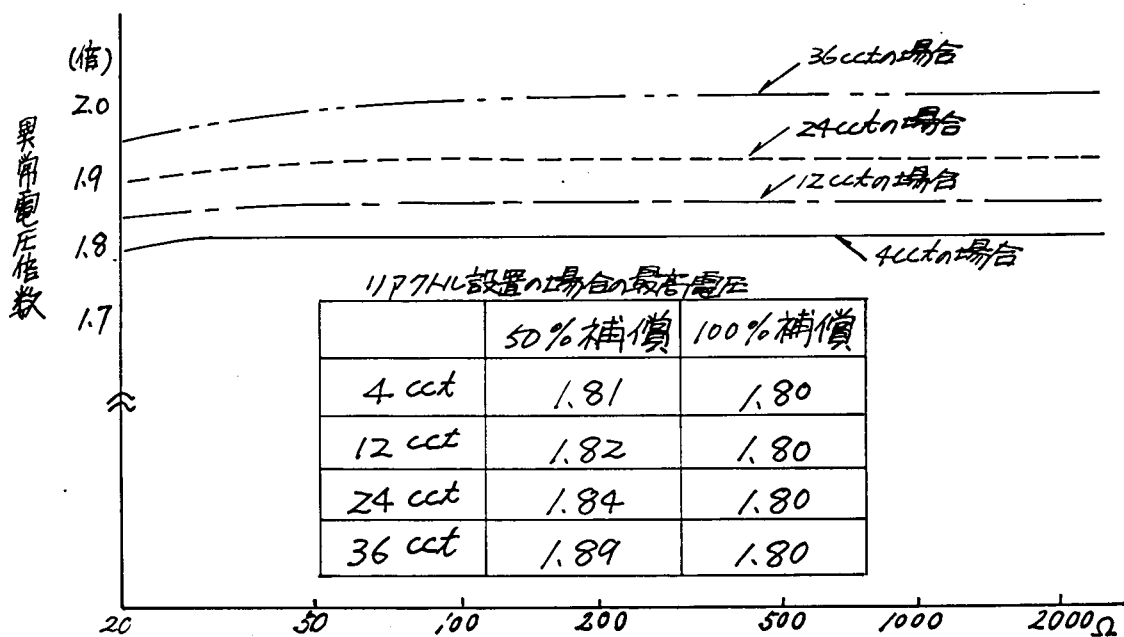


第 2.8 図 大阪市内モデル系統



中性点接地抵抗値

a. 1回線の長さが5kmの場合



中性点接地抵抗値

b. 1回線の長さが3kmの場合

第2.9図 1線地絡時健全相電位上昇計算結果(過渡分含まず)

2-3 各種機材の絶縁特性

2-3-1 外部絶縁のV-t特性

標準棒ギャップの開閉インパルスによる閃絡特性は一般に注水の影響をうけず、正極性では負極性を下廻る閃絡特性を示すので乾燥時の正極性の閃絡特性を第2.5表に、また商用周波注水閃絡特性および50%雷インパルス閃絡特性をおのおの第2.6表および第2.7表に示す。

また一例として、第2.10図の如き形状のアークホーンのV-t特性を第2.11図に示す。

アークホーンとしては開閉サージならびに持続性異常電圧に耐える長さが最小限必要であり、がいし、ケーブル、機器などに対して雷サージ保護の可能性、また避雷器を使用する系統では避雷器の衝撃放電開始電圧との協調をとることが必要である。

第2.5表 棒ギャップの開閉インパルス閃絡特性
および耐電圧特性（乾燥、正極性）
〔電圧値はR.A.D = 1に換算〕

ギャップ長 (cm)	50%閃絡電圧 (kV)	耐電圧 (kV)
20	130	115
40	245	220
60	355	320
80	460	415
100	560	505

第 2.6 表 標準棒ギャップの商用周波注水
閃絡特性および耐電圧特性

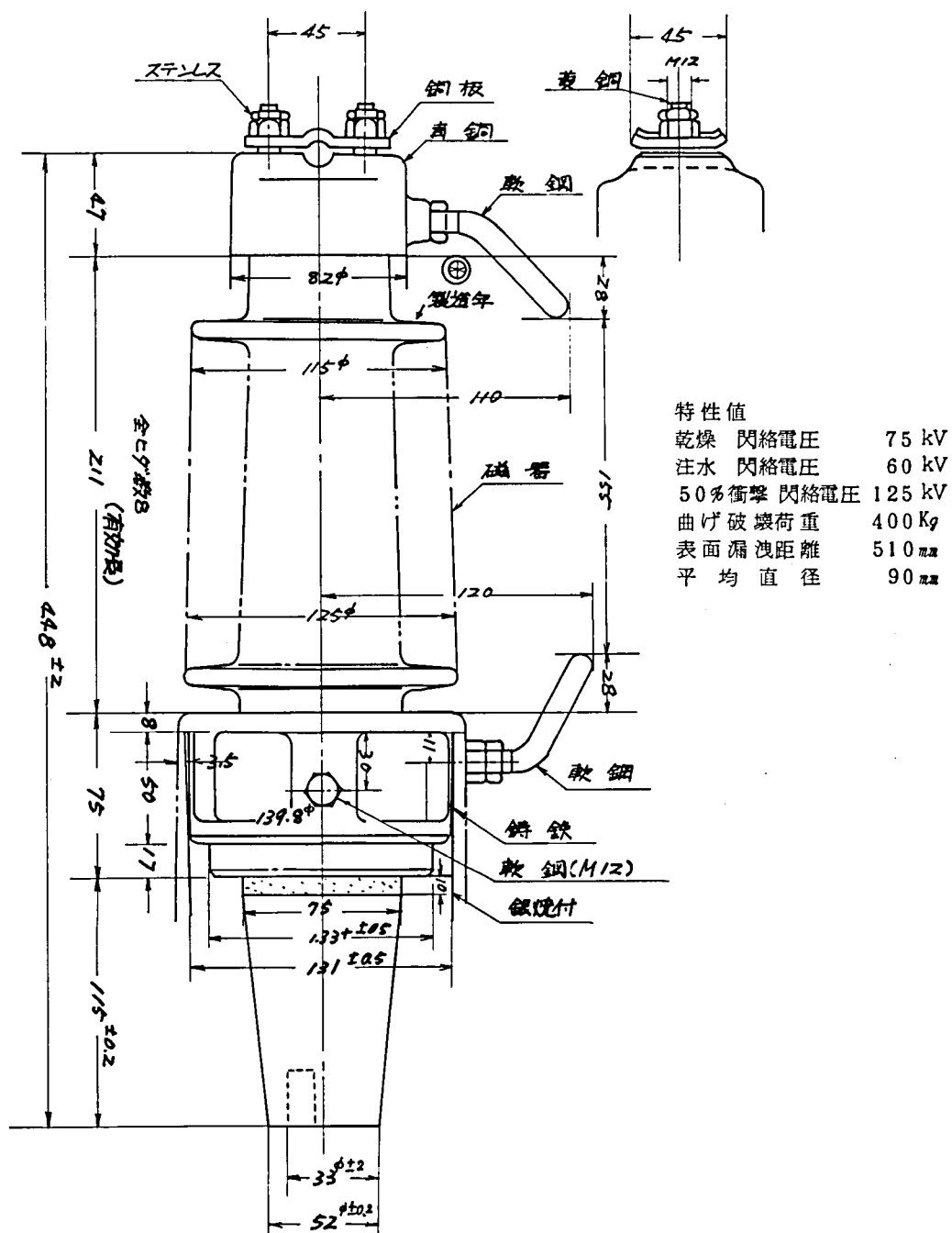
ギャップ長 (cm)	閃 絡 電 圧 (60 \sim r.m.s) kV	耐 電 圧 (同 左) kV
10	33	30
20	60	54
30	90	80
40	120	110
50	160	145
60	190	170
70	220	200

第 2.7 表 標準棒ギャップの 50% 雷インパルス閃絡特性

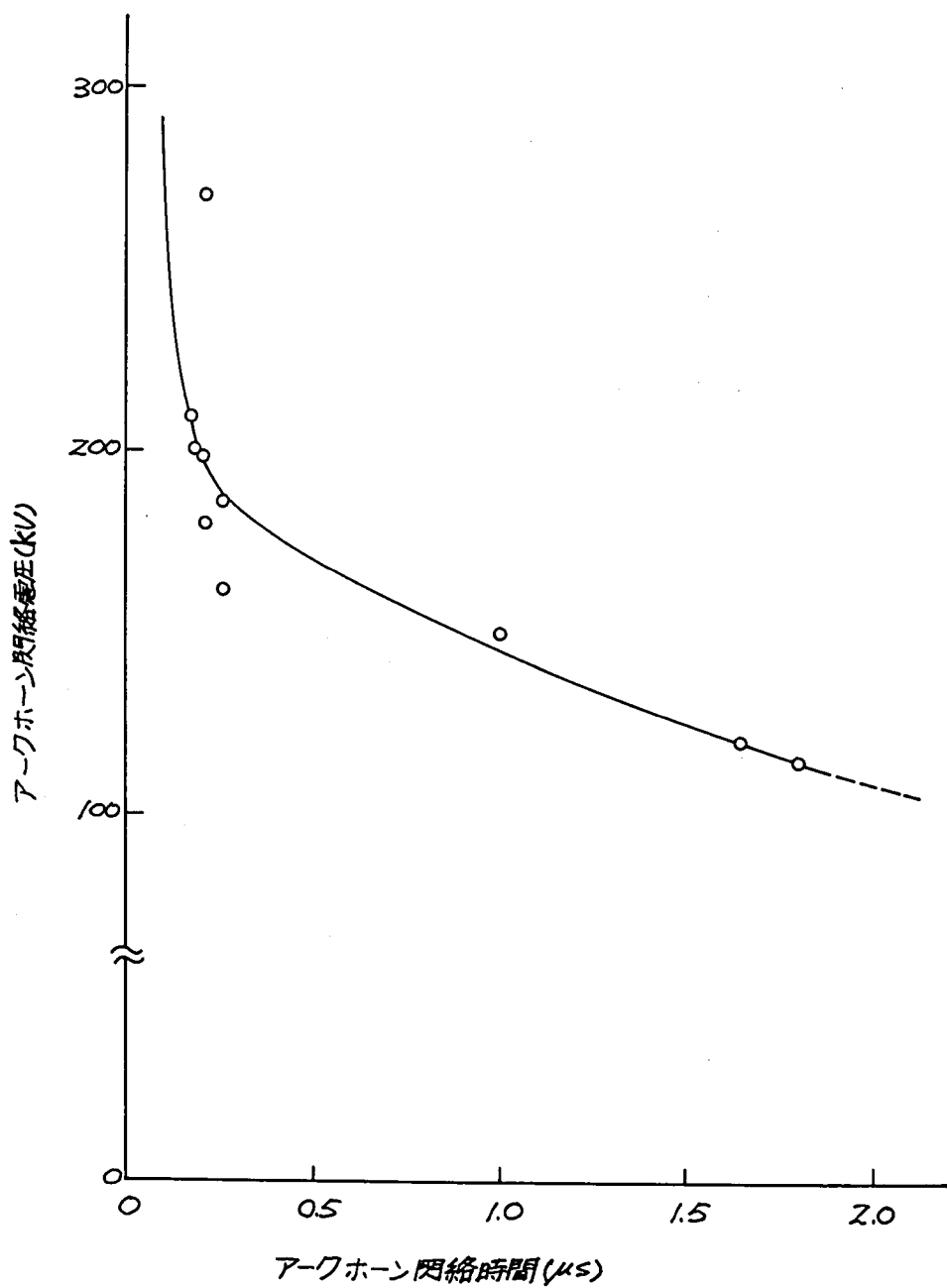
ギャップ長 (cm)	50% 雷インパルス閃絡電圧 (正極性) (kV)	
	EEI-NEMA 値 *	推 奨 値 +
10	90	83
20	160	145
30	220	205
40	285	260
50	345	320
60	405	380
70	465	435
80	525	495
90	585	550
100	640	610

注：* Lewis が E.E.(1946-10) に発表した論文で用いた値。

+ CIGRE SC №8 の資料に基づいて作成した値。



第 2.10 図 アークホーン付 22kV 80 mm²用ケーブルヘッド

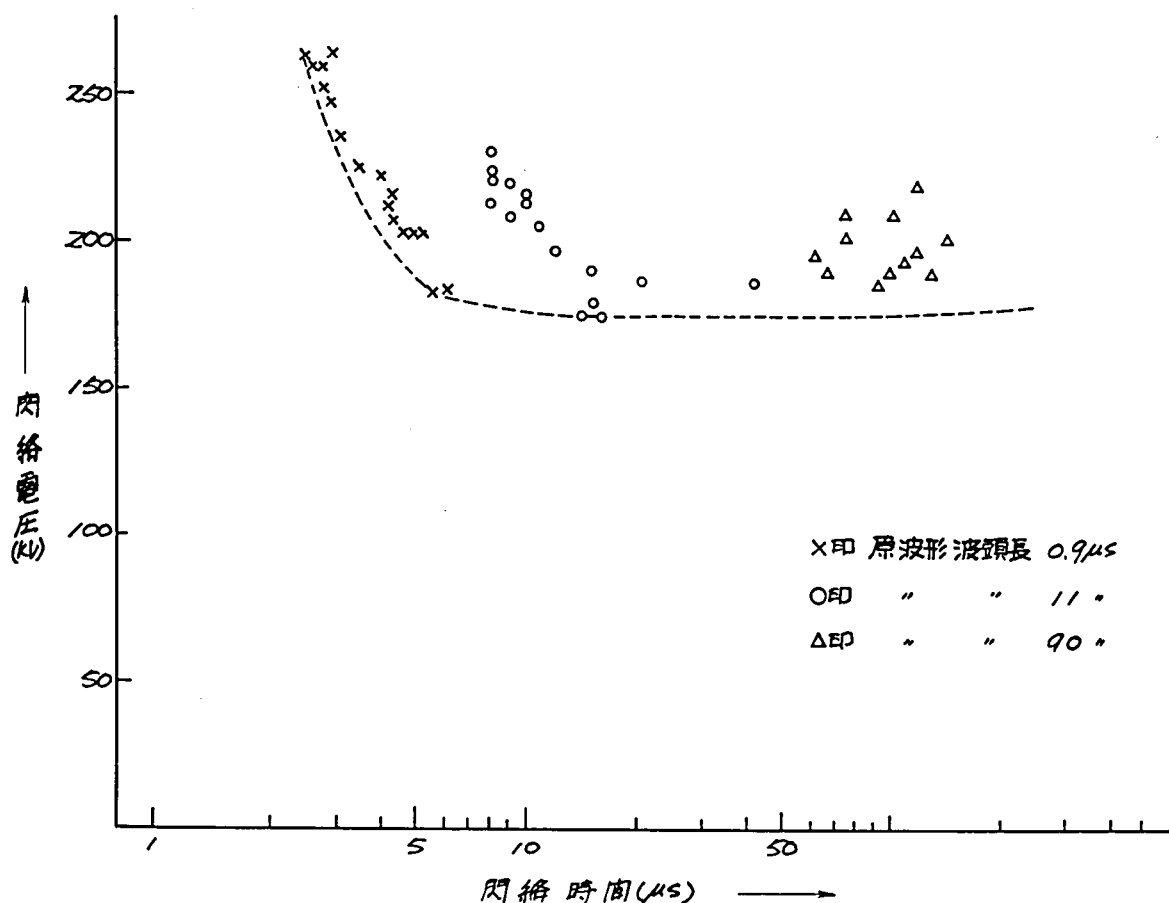


第 2.11 図 アークホーン閃絡 V - t 特性

がいしは一般的な種類としてLPがいし、長幹がいし、懸垂がいしがあげられ、将来の一方方向として6 kV用耐張がいしを多連化して使用することも考えられる。

これら各種がいしまたはがいし連は、開閉サージに耐え常時汚損を考慮した持続性異常電圧に耐える必要がある。

雷サージに対してはアークホーン、避雷器を取付ける場合はこれらのものとの協調をとる必要があり、また取付けない系統では、引留がいしと引通がいし、縁廻り支持がいしなど、がいし間の協調、他の設備との間の協調を考える必要がある。そのため雷サージ域の放電特性をV-t特性として把握しておく必要がある。LPおよび長幹がいしの各種装柱状態におけるV-t特性は(付録2.4)に示すが、一例として標準LP20号がいし(ホーンなし)のV-t曲線を第2.12図に示す。



第2.12図 標準LP20号碍子(ホーンなし)V-t特性

この図よりわかるように閃絡電圧は数 μs までは時間の増加と共に減少するが数 μs 以上の開閉サージ領域では閃絡電圧は一定の値となっている。

2-3-2 ケーブルおよび機器の特性

ケーブルは耐用年数の間、ケーブル内に侵入してくる全ての異常電圧に耐える絶縁レベルとする考え方がとられており、標準絶縁厚さが定められている。

変圧器、開閉器（しゃ断器）などの機器については、内部絶縁と外部絶縁について考慮する必要があるが特に内部絶縁は、その絶縁方法、内部構造によって大きく特性が左右されるので、一般的特性もしくは標準特性といったものの設定は困難である。しかし現在のところ必ずしも定説はないが“BILを有するものについてはその83%値を開閉サージ耐圧値と考える”ということが超高圧設備では一般に認められているので、22kVもこの値を採用することとする。

また今後の機器としては、コンパクト化の必要性から従来の気中絶縁による方法から固体絶縁などの方法をとるのが有効な手段となり得ることも考えられるので、固体絶縁の課電劣化の検討が必要である。

現在代表的な固体絶縁物としてはエポキン樹脂があり、この絶縁物の課電劣化特性は、課電日数に対し複雑な特性変化を示している。しかし巨視的に見れば、寿命特性と部分放電開始電圧特性は良い相関性が得られていることが報告されている。(25)

2-4 BIL（標準雷インパルス耐圧）低減と避雷器の開発

22kV 配電系統に発生する雷サージばかりでなく、開閉サージについても、これを積極的に抑制する避雷器を適用して、線路全体の絶縁レベルを下げ、全体のBIL低減を計るためには、それに適合する避雷器を開発することが必要である。

系統内各点における最大開閉サージ波高値は前述の通り、極く特殊な場合を除いて常規対地電圧波高値の3.6倍（65kV）以下であり、これをBILに換算すると

$$65\text{KV} \times \frac{1}{0.83} \times 1.2 \div 94\text{kV}$$

0.83：標準インパルス耐圧と開閉インパルス耐圧の比

1.2 : 開閉サージくり返し印加に対する裕度

となるため、例えば重要機器が接続されていない区間の電線路について、架空地線あるいはアークホーンで雷対策を行なう場合などのように避雷器による保護を行わない場合は、この開閉サージに耐える BIL として 100 kV をとればよい。

しかし雷サージに対して避雷器による保護を行う場合には、開閉サージに耐え、かつ雷サージに対して避雷器の保護性能との協調がとれることが必要であり、BIL を低減するためには、避雷器の性能を改良する必要がある。

例えば、JEC-156 の 28 kV 、 10 kA の避雷器では

$$100\% \text{ 放電々圧} = 90 \text{ kV}$$

$$\text{制限電圧} = 94 \text{ kV}$$

であるため、必要 BIL は制限電圧に対して 20% の裕度をみて

$$94 \text{ kV} \times 1.2 = 113 \text{ kV}$$

となり BIL 100 kV の系統に適合しない。JEC-156 に制定された避雷器は、10 kA の外に 5 kA と 2.5 kA のものがあるが、これらは頻繁な動作を避けるため 100% 放電電圧が高くまた制限電圧も高い。したがって BIL 100 kV とは協調がとれない。

しかし 10 kA 避雷器はもともと変電所用避雷器として適用されてきたもので、大形となり配電線の柱上設置には適さないこと。通常の配電系統に発生する開閉サージのエネルギーは、長亘長送電線の場合に比べて相当小さいことなどからこれらの 5 kA 、 2.5 kA のものを改良して BIL 100 kV の系統に適用することが最も効果的であると考えられる。

すなわち、BIL を 100 kV まで低減した配電系統に適用し得る避雷器は、小形であるとともに性能としては、

- (a) 雷サージ域での放電開始電圧が十分低く、BIL に対して 20% 以上の裕度をもつものであること。
- (b) BIL に対して公称放電電流の制限電圧が 10% 程度、その $\frac{1}{2}$ の放電電流の制限電圧が 20% 程度の裕度をもつこと。

(c) 開閉サージ域(100～1000 μ s)での放電開始電圧は被保護機器の開閉サージに耐える絶縁耐力に対して10～15%の裕度をもつ値で出来るだけばらつきを少なくおさえ、頻繁な放電を避けること。

などが必要条件である。

この目的にそって開発された避雷器の性能は第2.8表および第2.13図に示すとおりで、その定格電圧は24kVとし、特性は基本的にはJEC-156の28kV避雷器に準じて定格電圧比で求めた値を基準として、これに開閉サージ処理能力、耐汚損特性などを加味したものである。

第 2.8 表 避雷器の性能

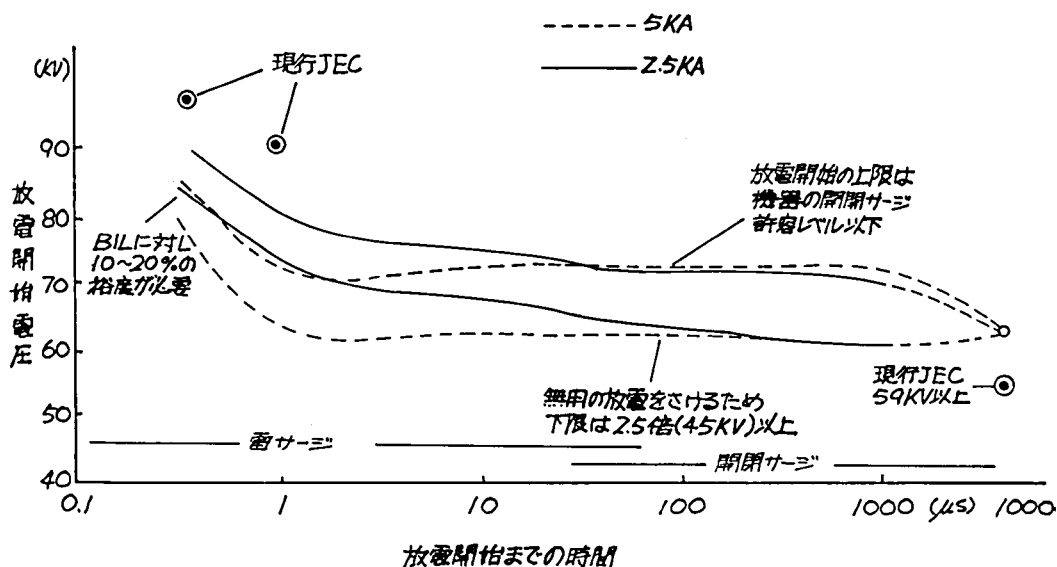
		新 開 発 の も の		従来のJEC156によるもの	
公 称 放 電 電 流		2.5 kA	5 kA	2.5 kA	5 kA
定 格 電 圧		24 kV	24 kV	28 kV	28 kV
A C 放 電 開 始 電 圧		40 kV 以上	40 kV 以上	42 kV 以上	42 kV 以上
衝 撃 放 電 開 始 電 圧	0.5 μ s	90 kV 以下	85 kV 以下	126 kV 以下	103 kV 以下
	1 μ s	80 kV 以下	75 kV 以下	105 kV 以下	90 kV 以下
	100 μ s	55 ^{kV} 以上70 ^{kV} 以下	55 ^{kV} 以上70 ^{kV} 以下	—	—
A C 耐 電 圧	乾 燥	50 kV 1分	50 kV 1分	50 kV 1分	50 kV 1分
	注 水	50 kV 10秒	50 kV 10秒	50 kV 10秒	50 kV 10秒
衝 撃 耐 電 圧		150 kV	150 kV	150 kV	150 kV
制 限 電 圧	5 kA 放電時	—	90 kV	—	100 kV
	2.5 kA "	90 kV	80 kV	105 kV	85 kV
普 通 動 作 責 務		50 回	50 回	10 回	10 回
放 電 耐 量	分 割 単 位	10 kA 2回	20 kA 2回	10 kA 20回	20 kA 2回
	特 性 要 素	—	65 kA 2回	—	65 kA 2回
	矩 形 波	75 A 20回	150 A 20回	75 A 20回	150 A 20回
特 別 動 作 責 務		2 μ F 5 回	4 μ F 5 回	—	—

(a) 開閉サージ処理

避雷器の種類	開閉サージ処理可能ケーブル長
2.5 kA	約 3 km 以下
5 kA	約 20 km 以下

(b) 放電開始電圧の引下げと安定

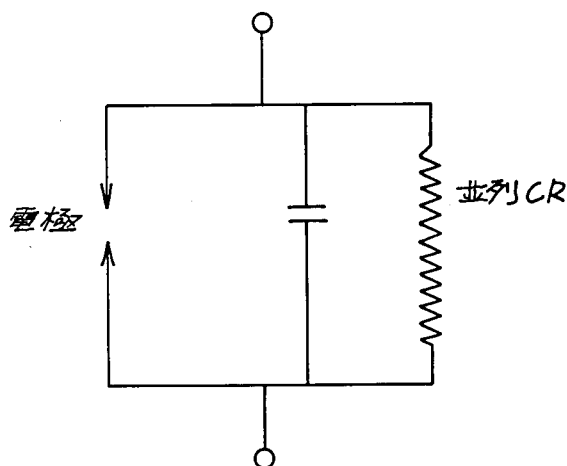
	0.5 μ s	1.0 μ s
2.5 kA	126 kV 以下	105 kV 以下
5 kA	103 kV 以下	90 kV 以下



第 2.13 図 避雷器の性能

この避雷器に使用した直列ギャップは、セルフブロー方式の簡易磁気吹消形を母体として、これに第 2.14 図に示す如く放電特性を安定させるための並列 C・R を取付けたもので、上下電極間の空間に並列コンデンサを配置し、消弧板の周囲に並列抵抗を半ラセン状に巻くことにより、遊休空間を有効に活用して小形かつ高性能としている。

このCの値は耐汚損特性を考えれば大きい程良いことになるが、V-t特性を考慮するとある程度小さいことが望ましい。しかしあまり小さすぎると省略すると、耐汚損特性が低下するのみでなく、インパルス放電開始電圧の下限が低過ぎて過動作劣化促進の原因となるため、C・Rの選定は重要なポイントとなる。



第 2.14 図 避雷器直列ギャップ

外部構造についてもこの避雷器は、特に環境調和に対する要求の強い地域に適用し得るようラインポスト碍子兼用、水平取付方式の設計としている。

このようにして、22 kV 配電線路のBILを100 kVまで低減し、著しいコンパクト化が可能となったわけであるが、このBIL 100 kV設計の妥当性は後述(2-5)の如く実規模線路により実験を行っており、これをもとにした実系統もすでに運転されている。

第 2.9 表に避雷器条件により選定される絶縁レベルを示し、第 2.15 図に BIL 100 kV 設計を行った場合の協調をV-tの形で示している。

また第 2.16 図に 24 kV、5000 A 避雷器の外形寸法および実用線路における取付状態を示す。

第 2.9 表 絶縁レベルの選定

開閉サージ の最大倍数 およびその電 圧、波高直 (kV)	開閉サージ に 耐 え る BIL ※ ₁ (kV)	使 用 避 雷 器 の 種 類				避雷器と雷 インパルス に対して協 調のとれる BIL (kV)	選定される BIL ※ ₃ (kV)
		種 類	公称放 電電流 (kA)	100% 放電電圧 波 高 直 (kV)	制限電圧 波 高 直 (kV)		
3.6 倍 65 kV	94 kV	JEC-156 による定格 電圧 28 kV のもの	10 kA	90	94	113	125
			5 kA	90	100	120	125
			2.5 kA	105	105	126	150
		※ ₂ BIL 低減 用に改良し たもの	10 kA	80	80	96	100
			5 kA	80	80	96	100
			2.5 kA	95	88	106	125
5.5 倍 100 kV	144 kV	避雷器を使用しない場合					150
		JEC-156 による避雷器を使用する場合、10 kA のものが開閉サージ保護を保証されており、緩波頭放電開始電圧は 90 kV 以下である。 雷インパルスに対しては、上記のように BIL 125 kV で協調がとれるが、開閉インパルスに対しては BIL 130 kV が必要。					150
		改良形避雷器は、緩波頭放電電圧を引下げ 70 kV 程度とすれば、BIL 100 kV で協調がとれる。					100

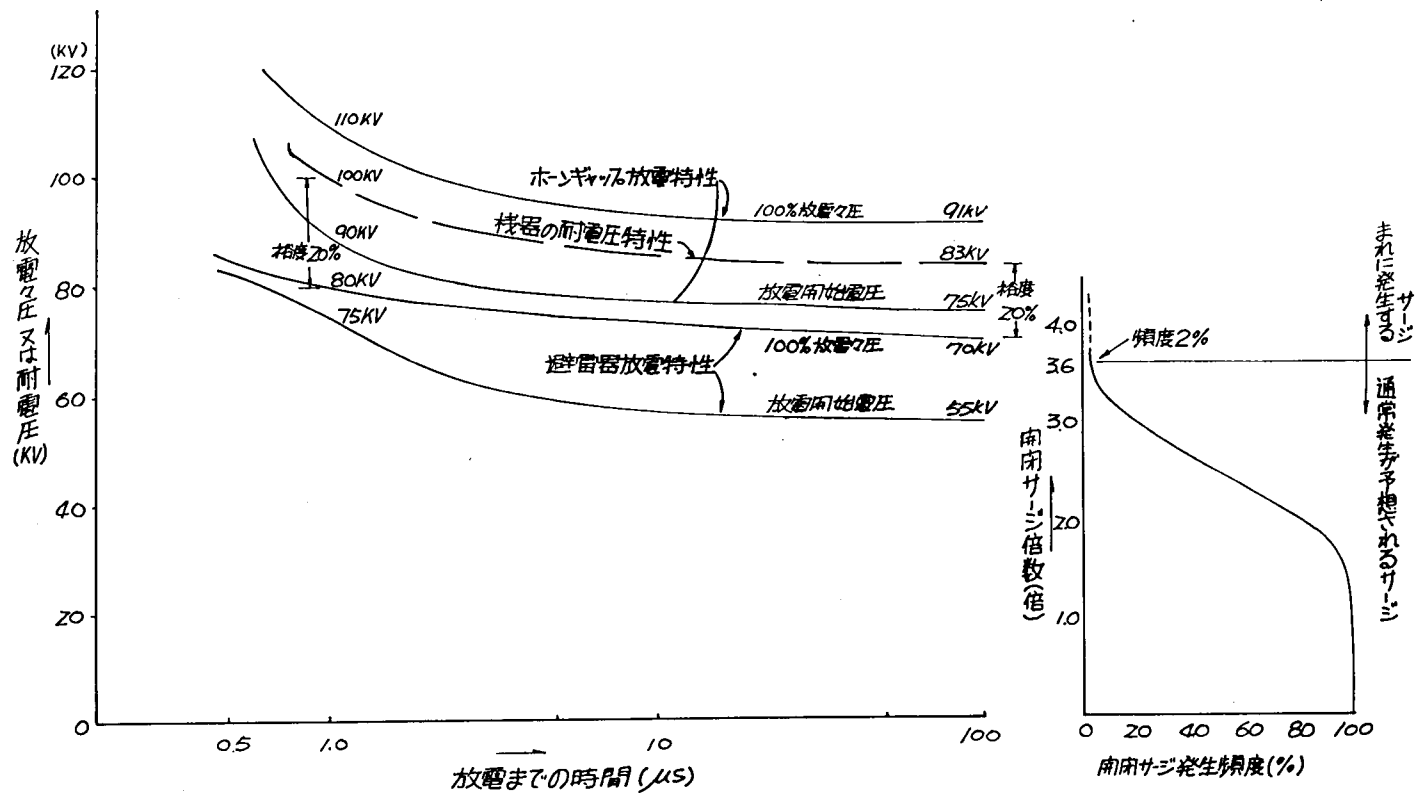
※₁ 開閉サージに耐える BIL = (開閉サージ波高直) × $\frac{1}{0.83} \times 1.2$

0.83 = 開閉インパルス耐圧 / 雷インパルス耐圧、

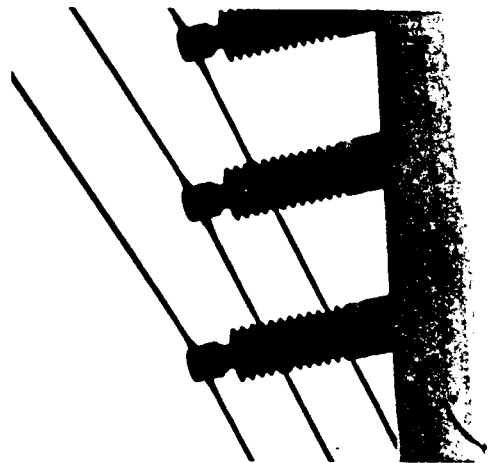
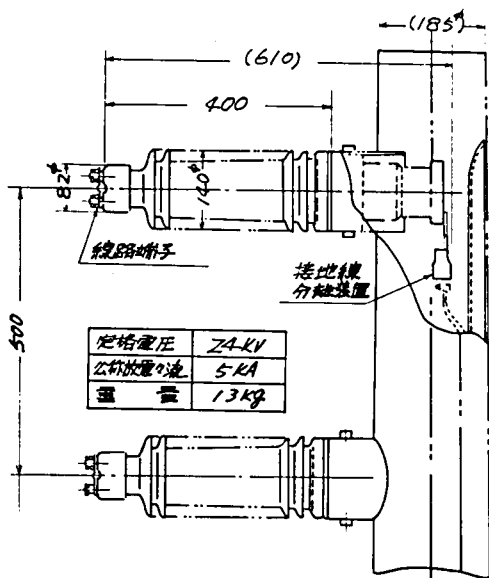
1.2 = 開閉サージくり返し印加に対する裕度。

※₂ BIL 低減用に改良した避雷器とは 100% 放電電圧を JEC より 10%、制限電圧を 20%、おのの引下げたもの。

※₃ BIL 選定は 100 kV、125 kV、150 kV のなかから、開閉サージに耐え、かつ雷インパルスに対して避雷器と協調のとれるものを選んだ。



第 2.15 図 雷～開閉サージ域の絶縁協調説明図
(BIL 100kV とし改良形避雷器を使用した場合)



第 2.16 図 避雷器の外形寸法と装柱状況

2-5 絶縁協調の実証実験

前記の基本的検討の上になつて、この考え方により設計した BIL 100 kV 線路と BIL 125 kV 線路を電力中央研究所赤城実験場にて実規模で建設し、人工的に過電圧などを加える実用性試験ならびに自然雷に曝露する長期課電試験を行い検討事項の実証を行なった。

2-5-1 供試配電線の概要

建設した供試配電線は全長 20 柱約 1 km であり、(ケーブル 2 箇所 100 m を含む) 第 2.17 図に線路構成を、第 2.10 表に機器がいしの仕様値を示す。

絶縁レベルは比較のため、BIL 100 kV と 125 kV の 2 種類とし、アークホーン の 50% フラッシュオーバー電圧を BIL 相当値とした。

第 2.10 表 機器、がいしの仕様値

単位：kV

品 名		商 用 周 波			雷 イ ン パ ル ス			
		耐電圧	せん絡電圧		耐 電 圧		50%せん絡電圧	
			乾 燥	注 水	全 波	さい断波	ホーン付	ホーンなし
LPがいし	100 kV 用	—	60	50	—	—	100	110
	125 kV 用	—	75	60	—	—	125	140
長幹がいし	100 kV 用	—	70	60	—	—	—	110
	125 kV 用	—	85	70	—	—	—	140
ブッシングがいし	100 kV 用	—	60	50	—	—	100	110
	125 kV 用	—	75	60	—	—	125	140
ケーブル終端 L 形ターミネータ		50	—	—	150	170	—	
ケーブル本体		80	—	—	240	—	—	
柱上変圧器	100 kV 用	40	—	—	100	110	—	
	125 kV 用	45	—	—	125	140	—	
真空開閉器	大地間	50	—	—	125	—	—	
	極 間	50	—	—	150	—	—	
真空開閉器の 制御電源変圧器		45	—	—	125	140	—	

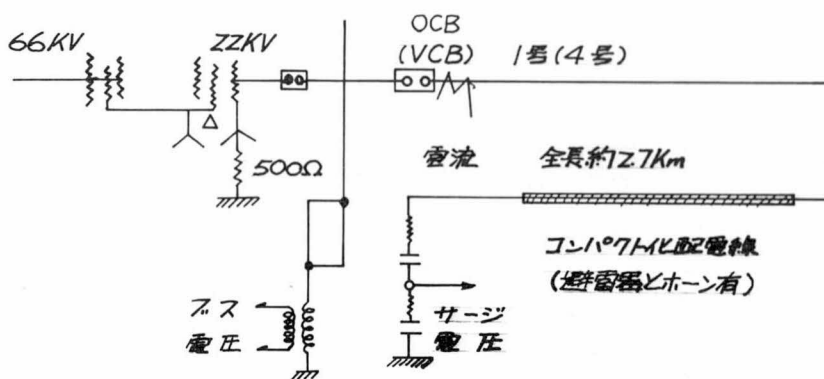
註1 100 kV、125 kV の区別のないものは、同じ仕様のもを用いた。

註2 長幹がいしは、ホーンを取付しない。

これよりがいし類の外部絶縁、ケーブルヘッド、機器、ケーブル本体の順に 10% 前後の絶縁格差を設け、各設備間の協調をはかった。

2-5-2 開閉サージ実験

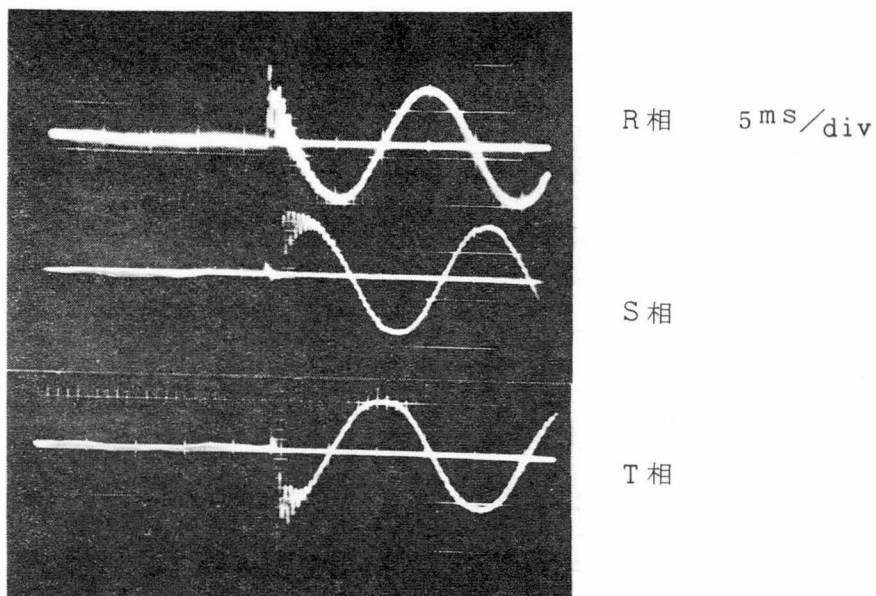
供試線が開閉サージに対し異常なく耐えることを確めるため、第 2.18 図に示すように 22 kV で充電し、24 kV OCB および 24 kV VCB によりこれを開閉し、開閉サージを発生させた。



第 2.18 図 開閉サージ実験回路（三相）

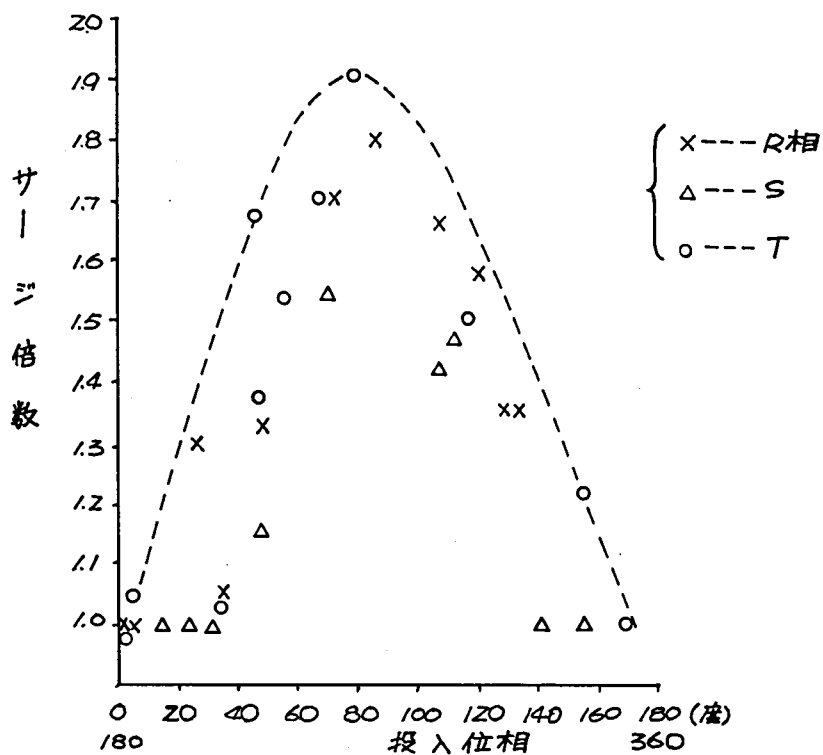
試験の結果は以下のとおりであった。

- (a) OCB の開閉では、投入時に最大 1.9 倍のサージが発生したが 避雷器、アークホーンの放電はなく、線路は異常なくこれに耐えた。波形は第 2.19 図に示すとおりで 1.9 kHz の振動は、電源 インダクタンスと線路キャパシタンスの作用による。投入時のサージは投入位相によって決定される。



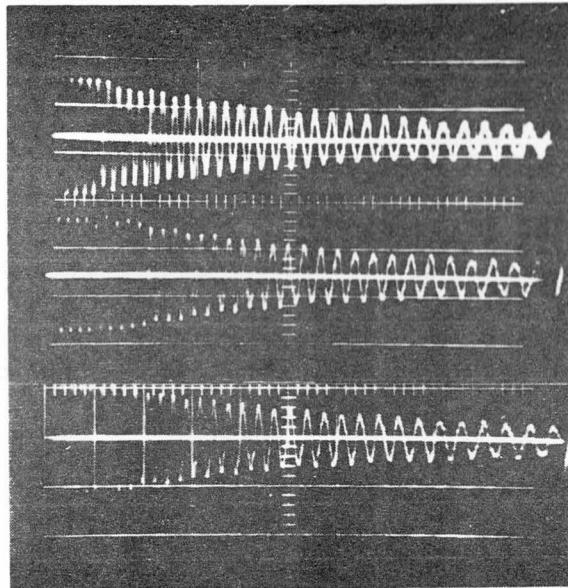
第 2.19 図 三相投入時オシログラム

この投入位相とサージ倍数の関係を第 2.20 図に示す。これより 1.9 倍はほぼ最過酷の投入位相で発生したことが伺われる。



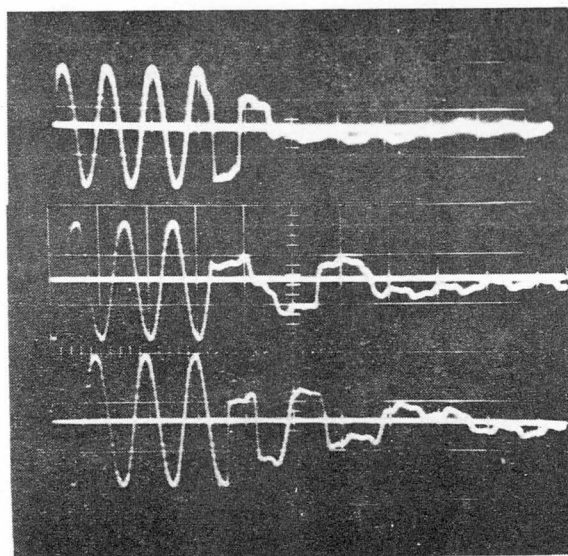
第 2.20 図 投入位相とサージ倍数

- (b) シャ断時には、サージは発生していないが電動機負荷があると数秒間電圧が残留する。第 2.21 図にオシログラム例を示す。



a. 三相しゃ断試験オシロ №21 (電動機有)

上 : R相 100ms/div
中 : S相
下 : T相



b. 三相しゃ断試験オシロ №24 (電動機なし)

上 : R相 20ms/div
中 : S相
下 : T相

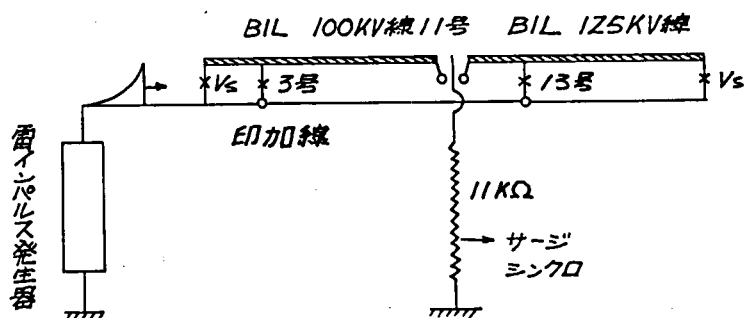
第 2. 2 1 図 三相しゃ断後の残留電圧

- (c) VCBの開閉では、投入時に先行アークによる高周波サージと思われるものが発生した。オシロスコプの測定精度範囲をこえたので、その値は正確には求められなかったが、避雷器の放電電流を測定（検磁）したところ約400Aであり、その放電開始電圧（約60kV）以上と推定される。
- (d) VCB開閉時の高周波性サージによって避雷器は放電したが、アークホーンおよび線路機器は異常なくこれに耐えた。

この試験により開閉サージの大きさ、波形発生ひん度は、回路条件としゃ断器の特性により変化するので実系統のすべてに適用出来ないが、通常系統で発生する開閉サージには異常なく耐え、避雷器も頻繁に放電せず、まれに発生する過大な開閉サージに対しては、避雷器が放電し絶縁を保護するという基本設計を十分満しているものといえる。

2-5-3 雷インパルス特性実験

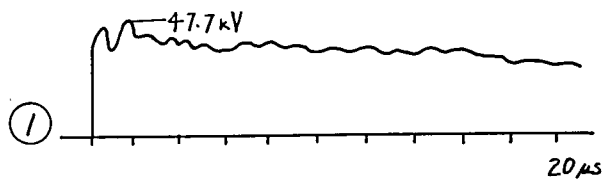
供試線の避雷器あるいはアークホーンが雷インパルス電圧により放電し、がいし、機器、ケーブルなどを保護することを実証するため第2.2.2図の回路構成により、BIL 100kV線と125kV線にべつべつに雷インパルスを印加した。



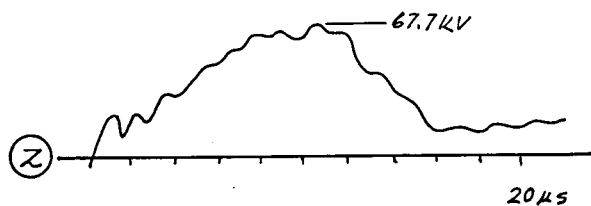
第 2. 2 2 図 雷インパルス実験回路

実験の結果は以下に示すとおりである。

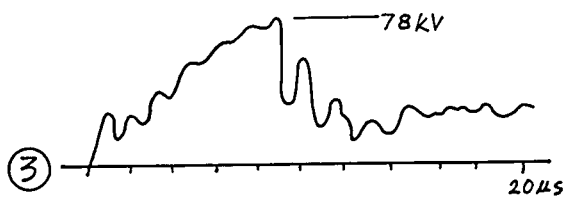
- (a) 雷インパルス発生器の出力波形は $0.2 \times 40 \mu\text{s}$ であったが、供試線の末端測定点（11号柱）では波頭長 $5 \sim 10 \mu\text{s}$ になった。



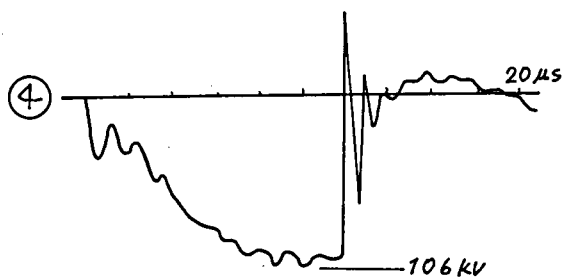
インパルス発生器
出力波形
(避雷器放電しないとき)



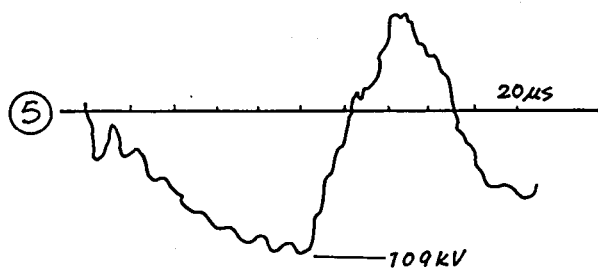
配電線
11号柱波形
避雷器放電せず



11号柱波形
避雷器放電

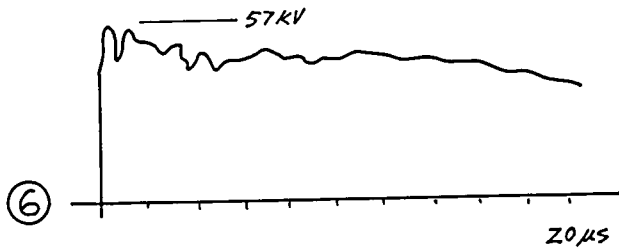


11号柱波形
12号柱アークホーン
フラッシュオーバー



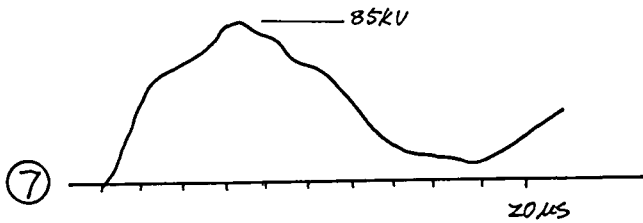
11号柱波形
17号柱アークホーン
フラッシュオーバー

第 2.2 3 図 (a) 雷インパルス実験波形
〔 125 kV 線 〕



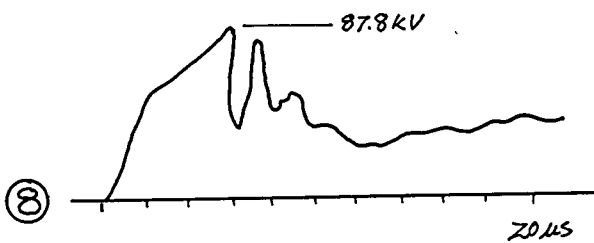
インパルス発生器

出力波形



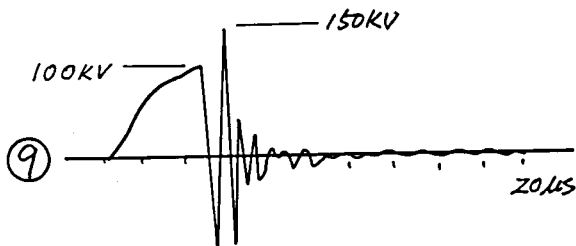
11号柱波形

避雷器放電せず



11号柱波形

避雷器放電



11号柱波形

7号柱・10号柱

アークホーンフラッシュオーバー

(10号柱のみのフラッシュ)
ならば過渡振動なし

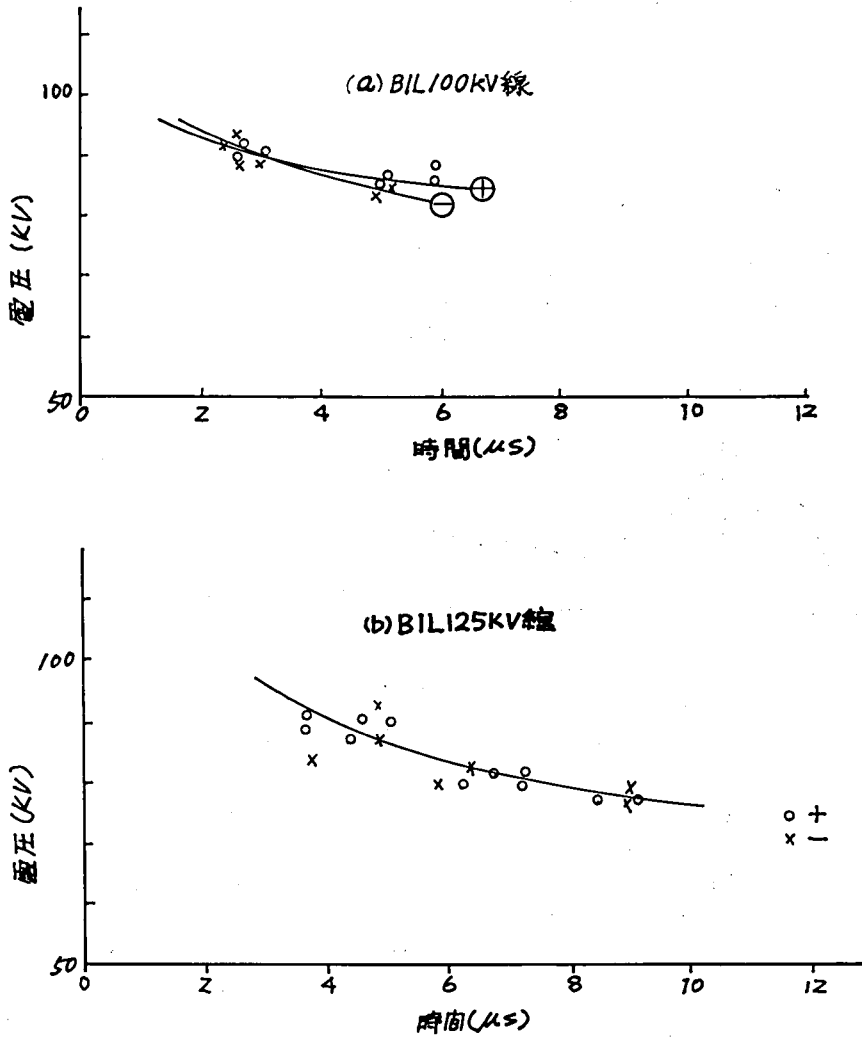
第 2.23 図 (b) 雷インパルス実験波形

〔100 kV 線〕

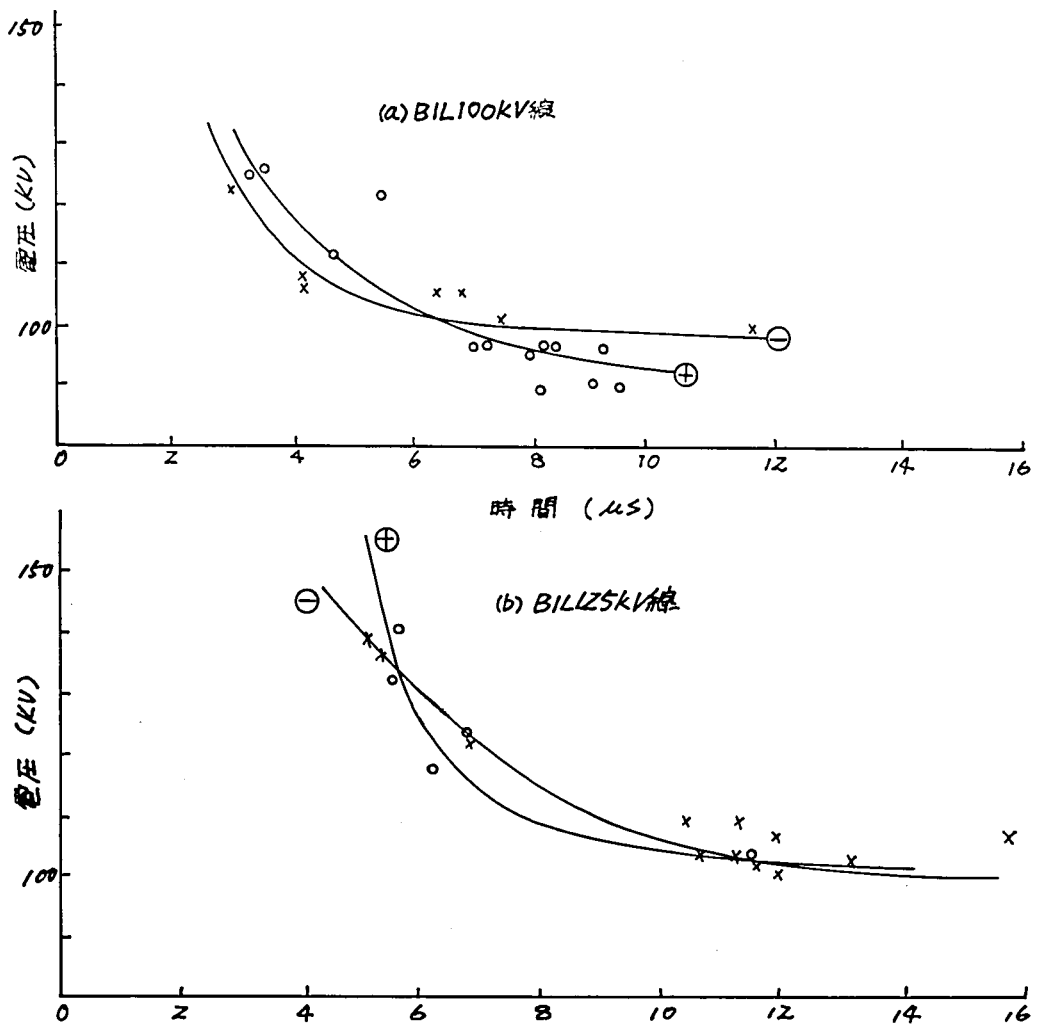
これは印加線路のインダクタンスと供試線のキャパクタンスの作用によるものと考
えられる。

第 2.23 図はそのオシログラムである。

(b) 避雷器とアークホーンを設置した場合は、印加電圧を 200 kV まで高めても、アークホーンは放電することなく避雷器の放電により保護された。この場合の 11 号柱電圧は第 2.24 図に示す通りである。



第 2.24 図 避雷器が放電したときの 11 号柱の電圧



第 2.25 図 アークホーンが放電したときの 11 号柱の電圧

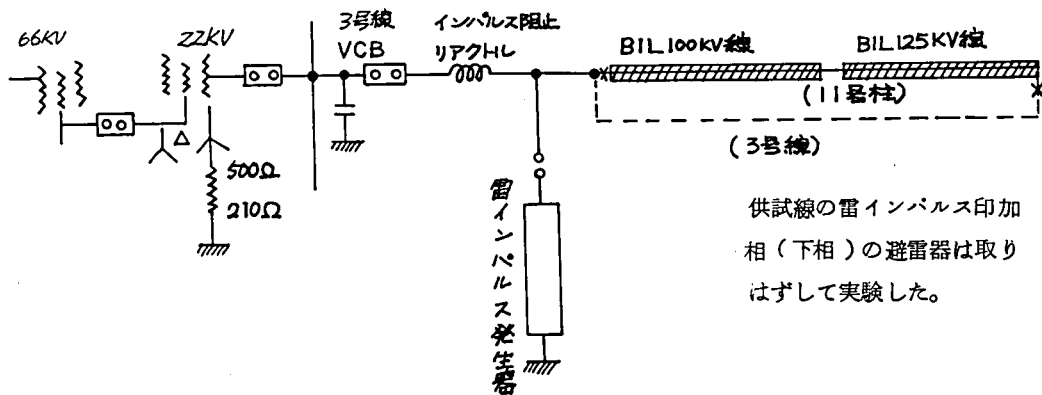
(c) アークホーンのための場合は、印加電圧が低いときは 1 個所のみのホーンが放電するが、印加電圧を高めると 3 ~ 4 個所で同時放電（厳密には時間差があると考えられる）した。アークホーンが放電したときの 11 号柱の電圧は、第 2.25 図のとおりであり、波形は第 2.23 図に示したとおりである。BIL 100 kV 線の 7 号柱で放電する場合のように、ケーブルと架空線が接続された系統のケーブル側で放電す

ると架空線の末端に高いサージが生ずることがある。

以上の結果から雷インパルスに対して避雷器の保護特性は安定した特性を示し、アークホーンも予想どおりの保護を示した。ただアークホーンの放電によって、放電個所以外の地点では振動波となり、波高値が放電開始電圧をこえることがあるため、雷発生が多い地域でアークホーンの放電が頻繁になると予想される場合は、避雷器による保護が必要と考えられる。

2-5-4 交流課電時の雷インパルス実験

交流課電状態におけるアークホーンの雷インパルス動作特性を実証し、アークホーンの続流状況を観測する目的で第2.26図に示す回路により実験を行った。



第2.26図 交流課電時雷インパルス印加実験回路

- (a) 避雷器を取りはずし、保護装置はアークホーンのみとした系統に商用周波の22kVを印加した状態で、負極性雷インパルス約140～175kVを印加してアークホーンの動作状況を観測した。インパルスの印加位相は続流の発生しやすい同極性波高値付近を多くとった。
- (b) 1回のインパルスにより数個所のアークホーンが放電することは、雷インパルスのみ印加した場合と同様であったが、続流アークが継続したのは1個所のみであった。

- (c) アークが継続した条件は $R_N = 210 \Omega$ 、地絡電流約 50 A 、印加位相同極性波高値付近の場合であり、 $R_N = 500 \Omega$ の場合はアークは継続しなかった。

また、アークの継続は上記の発弧条件でも 100% ではなく、大部分は 0.5 サイクルで自然消弧している。

- (d) アークホーンは 1 線地絡アークが上方に進展して他相にからみ、短絡に移行するのを避けるため、がいしの下方に取り付けてあったが、アークは約 0.5 秒間ほとんど浮上せず、がいし表面も変色などの変化はほとんどなかった。

以上の実験は避雷器を取りはずして行ったので、アークホーンが放電し、機器にはなんら異常なく予期のとおりの結果であった。アークホーンのアークは 1 線のための放電なら、大部分の場合 0.5 サイクル程度で消弧し事故にならず、継続してもアークによる被害は 0.5 秒程度で電源しゃ断すれば、被害はほとんどないものと考えられる。

実系統の雷が多い地域では、 2 線以上が同時放電する機会があるので、がいしの耐アーク性については別の検討（後述）が必要である。

2-5-5 開閉インパルス耐圧実験

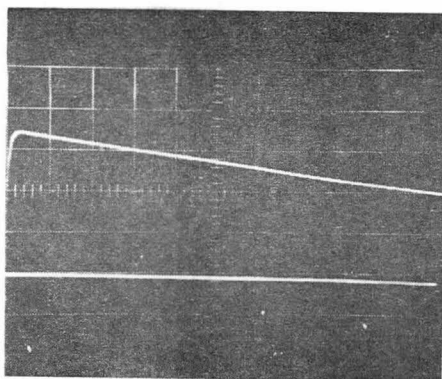
まれに発生する高い開閉サージに供試線が耐えることを実証し、前述の開閉サージテスト、交流課電時の雷インパルス試験の実施により、部分的に故障を生じたか否かを検出する目的で避雷器を取りはずした供試線に、開閉インパルスをくり返し印加した。

- (a) 供試線は $BIL 100 \text{ kV}$ 線と 125 kV 線を直列にし、波高値約 70 kV 、波形 $100 \times 6,500 \mu\text{s}$ の開閉インパルスを正極性 16 回、負極性 10 回印加した。
- (b) 実験中アークホーンは放電せず、機器類も異常なく耐えた。
- (c) 最初下相の避雷器のみを取りはずし、上・中相は避雷器を接続した状態で下相にインパルスを印加したところ第 2.27 図(b)に示すような変歪波形となった。

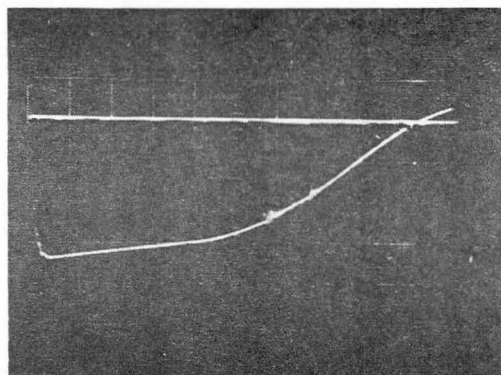
これは下・中相および下・上相に接続された柱上変圧器を介して上・中相の避雷器が放電したため、変圧器の鉄心飽和現象より波形が変歪したものである。

上・中相の避雷器を取はずした後は、第 2.27 図(a)の正常波形となった。この現象は線間の柱上変圧器によって 1 相の開閉サージが他相に誘導することを示したも

のである。



(a) 正常波形 $500 \mu\text{s}/\text{div}$



(b) 異常波形（避雷器放電） $500 \mu\text{s}/\text{div}$

第 2.27 図 開閉インパルス波形

2-5-6 長期課電実験

上記実験終了後、現在まで約 5,000 時間にわたって課電を行い、この間自然雷などに対する曝露試験を行った。

当地域は、極めて過酷な強雷地域であり、この課電期間中にも 7 回の襲雷があったが、これによる回路しゃ断は 2 回であり他に鳥害によるしゃ断が 1 回あった。

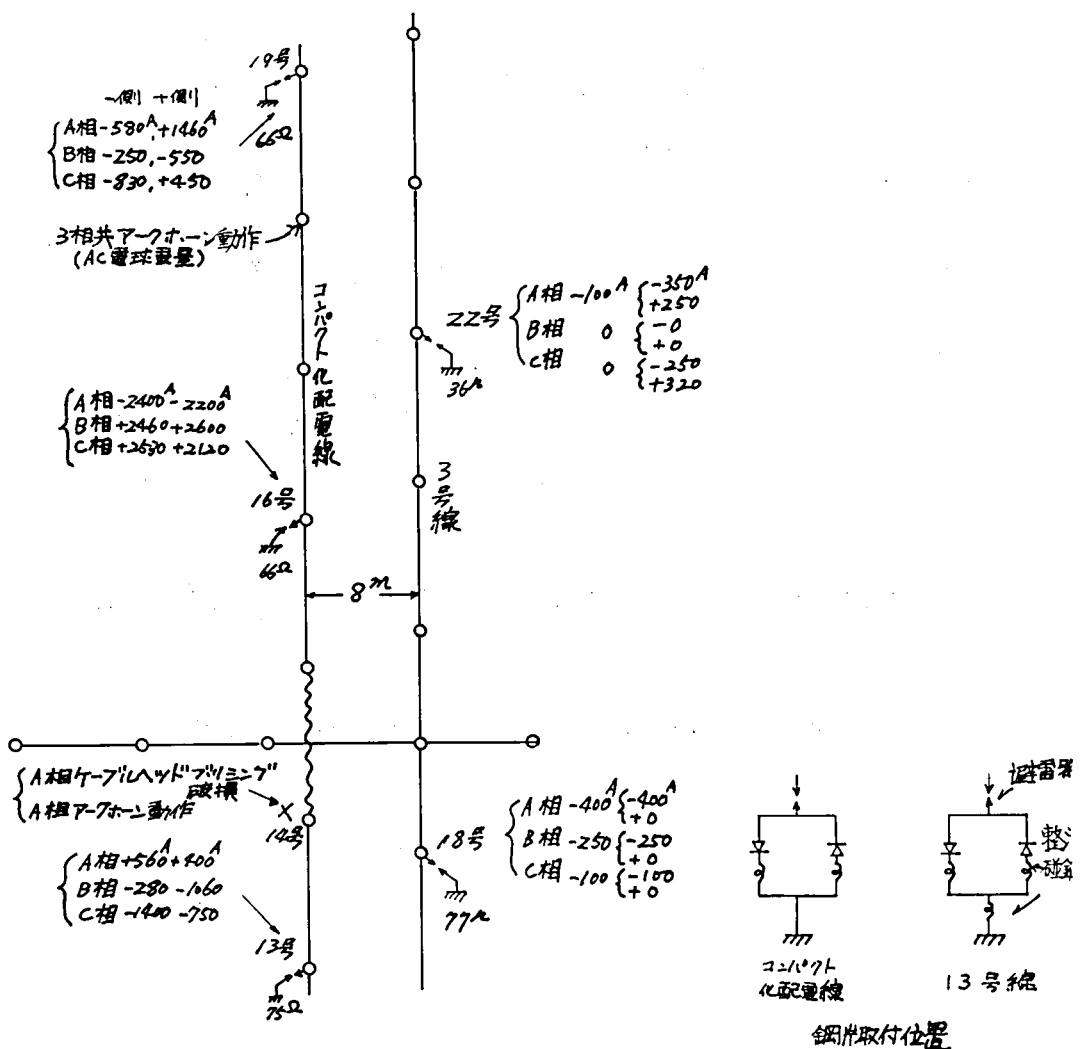
雷害による 2 回の回路しゃ断は、落雷地点、線路に現われた雷サージの大きさなど詳細は観測し得なかったが、第 2.28 図に示す各所の記録から推定されるような非常に大きな雷サージによるケーブルヘッドブッシング破損事故と、第 2.29 図に示すように線路から 16 m の近傍地点への落雷による誘導雷のために、アークホーンに続流が流れて 1 線地絡を生じたことによるものと推定される。

これらの結果から避雷器は、過酷な雷サージに対して正常に動作しており、アークホーンも直撃に近い誘導雷に対して、動作して他に被害を生じないというシステム設計の妥当性は確認されたわけであるが、ケーブルヘッドの破損についてはその構造面に改良の余地があることが明らかとなった。すなわち事故は磁器の貫通破壊によるものであり、これについては別の実験（付録 2-5）および宮本氏他の報告⁽²⁰⁾によっ

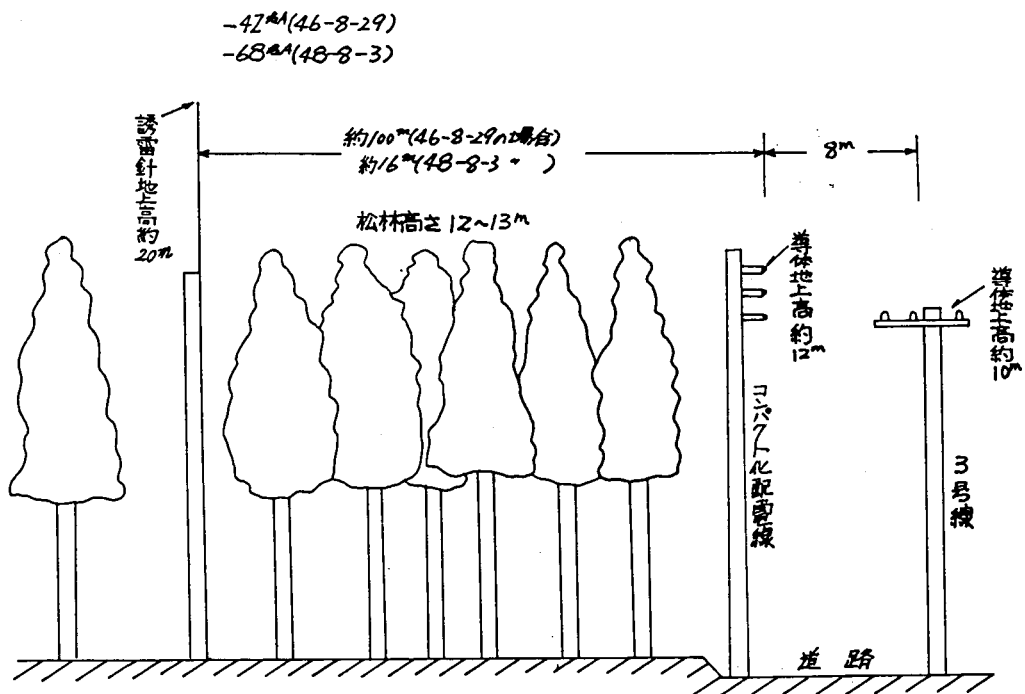
て、磁器は急峻な高電圧の雷インパルス線の返し印加に対しては、貫通破壊を起すことが確められており、その発生個所が内部導体と外部接地体との間の電界強度が最も大きい個所であるところから、この部分の電界緩和が必要であると考えられる。

鳥害については、一部絶縁被覆剥離部において鳥が感電したものであり、充電部の露出していない実用線路では何ら心配のないものである。

以上の実証実験により供試配電線はBIL 100 kV、125 kVのいずれも絶縁協調に関しては設計どおりの特性を示し、実用の可能性が確認されたわけである。



第 2.28 図 16号付近の避雷器動作記録と機器被害 (47-9-7)



第2.2.9図 誘雷針とコンパクト化配電線路の現地状況図

81 項欠

第3章 短絡電流による 電磁機械力に関する検討

22 kV 架空配電線の径間長、地上高、使用電線、経過ルートは現在の 6.6 kV 架空配電線とほとんど変わらない。したがって風圧荷重に代表される常時想定荷重に対する設計は、6.6 kV 系統のそれとほぼ同一の設計で対処し得る。異なる点は最大短絡容量が特別な系統を除いて 6.6 kV 系統の場合ほぼ 150 MVA (約 13 kA) であるのに対し、22 kV 系では 750 MVA (約 20 kA) と大きいことである。しかも装柱のコンパクト化のため線間距離を縮小するとこの影響は極めて大きくなる。

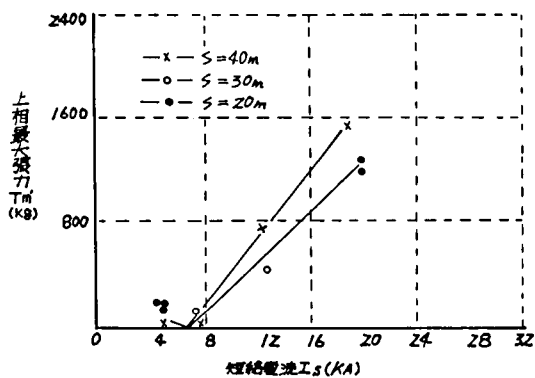
この限界を見極めるため実験によって短絡電流通電時における諸現象を観測し、その結果と、電線の振巾量および電線に加わる張力を放物線近似により計算した結果とを比較して、両者がほぼ一致していることを確認した上で支持がいしに加わる垂直荷重を算出し、短絡容量 750 MVA に耐えるコンパクト設計の可能性を実証した。

3-1 電線に加わる張力と動的挙動

実験は超高圧電力研究所武山研究所の短絡試験設備により供試線路に三相短絡電流を流し、電磁反発力に伴う各相電線の動的挙動を観測した。

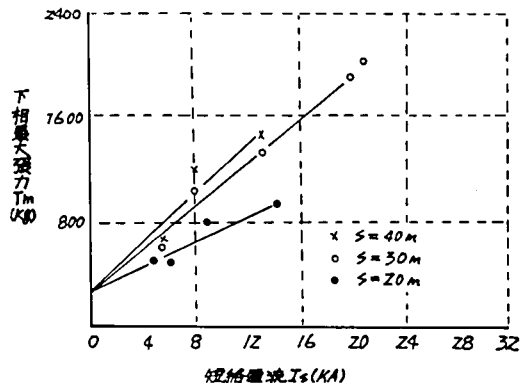
供試線はすべて実用線路と同一規模とし、線の配列は垂直で、径間長を 40 m、30 m、20 m、線間距離を 50 cm とし、架空線とケーブルとの接続は L 型コネクタにより継柱用鋼管内において行った。

支持がいしはすべてこの継柱用鋼管に取り付けこの鋼管の支持がいし取り付け個所に加わる最大応力についても、その取り付け個所上部に歪みゲージを貼って歪み量を電磁オシロにより測定した。短絡電流は短絡容量 1000 MVA、750 MVA、500 MVA の 3 種類におのおの相当する、26.2 kA、19.7 kA、13.1 kA (対称分実効値) とした。短絡電流に対する電線の最大張力および最大振巾量の測定結果はおのおの第 3.1 図および第 3.2 図に示すとおりである。実験結果を要約すると次のとおりである。



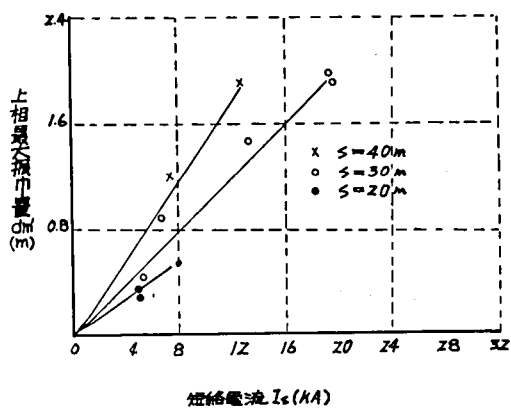
(a) 上相最大張力〔線間距離 50 cm の場合〕

〔注〕 S : 経間長



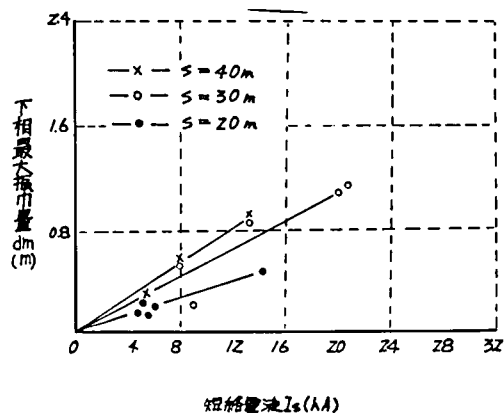
(b) 下相最大張力〔線間距離 50 cm の場合〕

第 3 - 1 図 短絡電流に対する最大張力



(a) 上相最大振巾量〔線間距離 50 cm の場合〕

〔注〕 S : 経間長



(b) 下相最大振巾量〔線間距離 50 cm の場合〕

第 3 - 2 図 短絡電流に対する最大振巾量

(a) 電磁反発力によって電線張力が最大値に至るまでに要する時間は短絡電流 $I_s = 5 \sim 20 \text{ kA}$ で系統のしゃ断時間内に十分入り、短絡電流、径間長および線間距離の違いによる相違はみとめられなかった。

(b) 通電時における各相電線の最大張力 T_m はそれぞれ異った値を示したが、この相違は各相に流れる短絡電流の違いの他に最も大きな理由は、電磁反発力が電線自重のため

$$(\text{電磁反発力}) \pm (\text{電線自重}) = (\text{電線に作用する電磁反発力})$$

と作用するためと考えられる。このことは第 3.1 図の上下相の短絡電流に対する最大張力の変化状況からも判断出来る。

(c) 各相電線の動的挙動に関しては、16 mm 高速度カメラ撮影フィルムを観察した結果、通電時間中は電磁反発力の大きさに釣合って静止状態を保つが電流しゃ断後は電線自身の固有振動に移行するのみで、電線相互間のからみつきなどは皆無であった。したがって通電継続時間の長さ、短絡電流の大きさなどによって電線の温度上昇で機械的性能が低下しない限り電線相互間のからみつきなどは起らないものと考えられる。

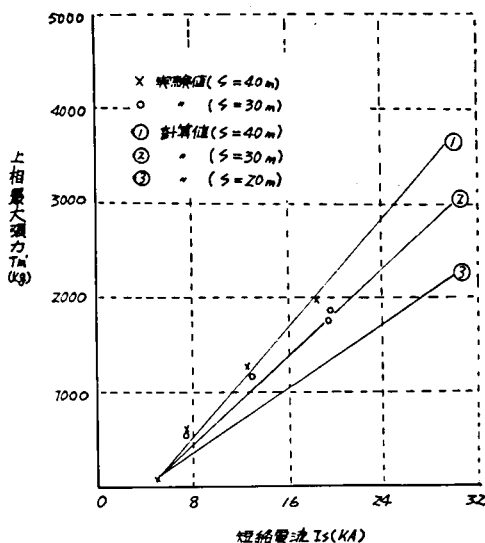
(d) 短絡電流による弛度点の電線の最大振巾量 d_m は上下相とも径間が長くなるにつれて大きくなり、第 3.2 図に示すようにほぼ短絡電流の大きさに比例する傾向を示している。なお上下相の d_m と T_m が逆の関係にあるのは(b)で述べた理由によるものである。

(e) 継柱用鋼管の支持がいし取り付け個所上部に加わる最大応力 F は短絡電流 $I_s = 19 \text{ kA}$ で $F = 11.7 \text{ kg}/\text{m}^2$ 程度であった。さらに $F = 17 \text{ kg}/\text{m}^2$ 程度加わるような場合の短絡電流値は $I_s = 25 \text{ kA}$ であった。一方軟鋼 (JISG 3101) の降伏点はおおよそ $23 \text{ kg}/\text{m}^2$ 以上であることより、継柱用鋼管の短絡電流に対する強度は十分な性能をもっていると考えられる。

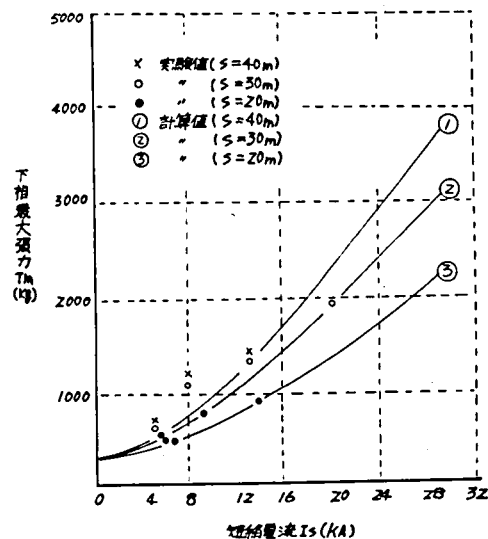
(f) 全試験を通じて L 形コネクタの被害は短絡電流 $I_s = 26.2 \text{ kA}$ (短絡容量 1000 MVA 相当) 通電時 1 回あったがこれはケーブルヘッドが電磁反発力によって折損したことに起因してヘッドとコネクタ接続間が接触不良を起こしたことによるものである。

以上の測定結果と放物線近似により計算した（付録 3.1）結果とを比較したものは第 3.3 図および第 3.4 図に示すとおりである。最大張力の実験値が計算値に対してある程度バラツキを示しているのは計算上用いた架線張力 T_1 は $T_1 = 300\text{kg}$ 一定としたことに対して実験値は $T_1 = 250\text{kg} \sim 340\text{kg}$ と変化していたこと、および実験結果の測定オシログラムの読みに対する誤差などが考えられる。しかし結果の誤差範囲は 10 % 程度であり上記の誤差を最少にいくとめて計算を行えば両者の値はよく一致するものと推定出来る。

最大振巾量については一般に電線の弛度は電線実長の微小な伸び（周囲温度、電線温度上昇、張力変化など）に対して大きく変化するが上記の計算は安定した短絡電流値および両端支持物固定の条件で振巾量を求めたものであり、実験においては支持鋼管柱は若干動くであろうし、短絡電流も直流分を含んでいるなどのため、この程度の誤差はやむを得ないと考えられる。

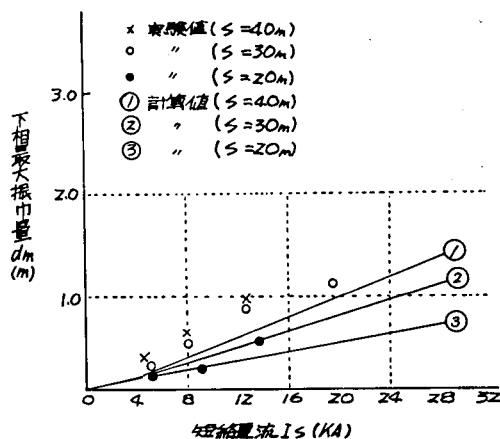
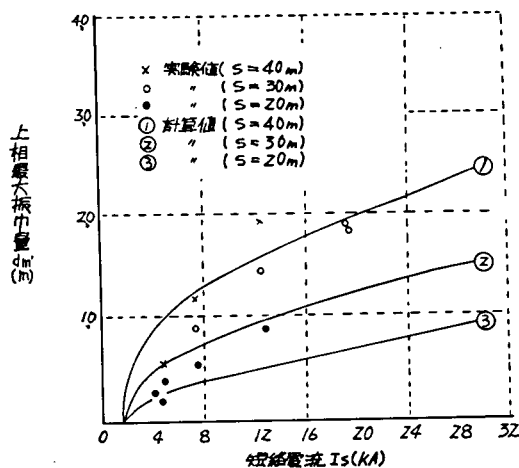


(a) 上相最大張力〔線間距離 50 cm の場合〕



(b) 下相最大張力〔線間距離 50 cm の場合〕

第 3 - 3 図 短絡電流に対する最大張力の比較



(a) 上相最大振巾量〔線間距離 50 cm の場合〕

(b) 下相最大振巾量〔線間距離 50 cm の場合〕

第 3 - 4 図 短絡電流に対する最大振巾量の比較

3 - 2 支持がいしに加わる荷重

短絡電流通電時に支持がいしに加わる荷重 F を放物線近似により求めるため次の計算式による。

$$F = 2T \sin \theta$$

T : 短絡電流通電時の張力

$$\theta = \tan^{-1} \frac{4(d_m - d_1)}{S}$$

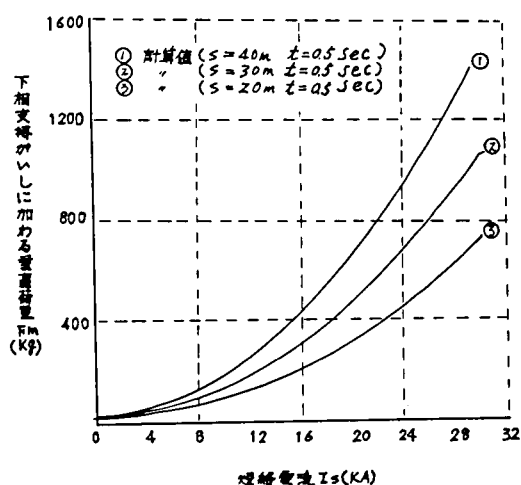
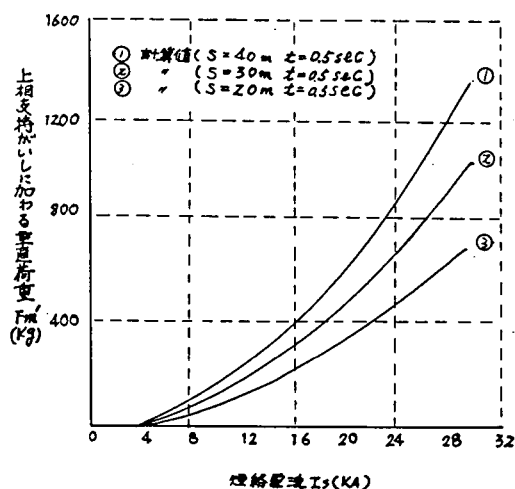
d_m : 短絡電流通電時の振巾量

d_1 : 架線弛度

S : 径間長

前項 3 - 1 で述べた如く実測結果と放物線近似による計算結果がほぼ一致することより計算方法に十分信頼性があるものとして荷重 F を算出した結果は第 3.5 図のとおり

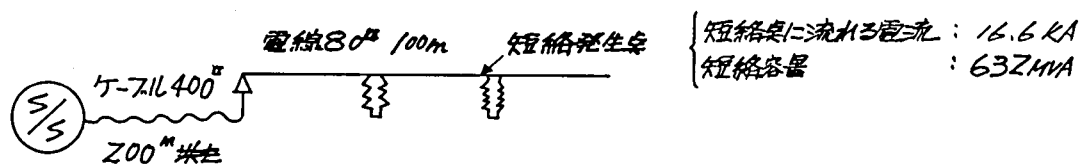
りである。



(a) 上相支持がいしに加わる垂直荷重
〔線間距離 50 cm の場合〕

(b) 下相支持がいしに加わる垂直荷重
〔線間距離 50 cm の場合〕

第 3 - 5 図 短絡電流に対する支持がいしに加わる垂直荷重



第 3 - 6 図 線路条件と短絡電流

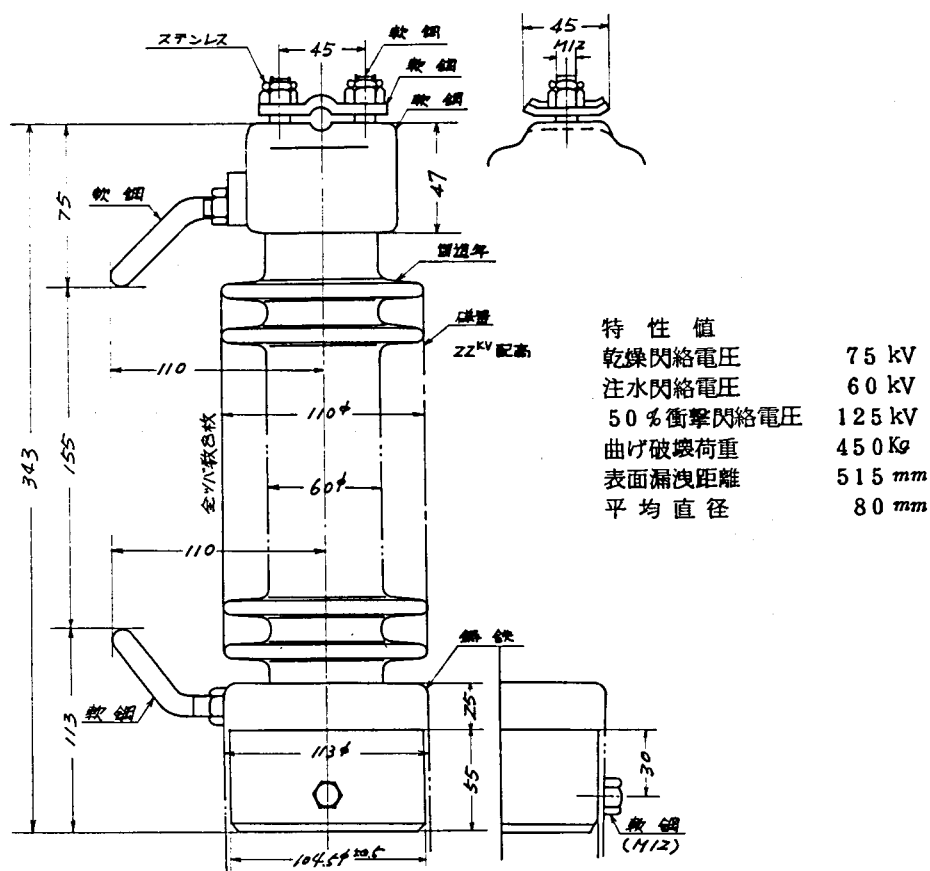
22KV 系統における 750 MVA の短絡発生点は第 3.6 図に示すように電源に近い点に限られ、発生ケースは非常にまれであることを考えれば装柱状態を線間 50 cm 垂直配列とした場合の支持がいしに要求される破壊荷重は第 3.5 図から大体 450 Kg あれば十

分であると考えられる。

がいしの強度は磁器素材によりバラツキており、450kgを規定したががいしの実際の破壊値は450kgを最低とした分布となり実験に用いた第3.7図のがいしの実力は600kg程度であったと推定される。なお、このがいしはBIL125kVであるがさらにBIL100kVに低減すればがいしの全長が短くなりがいしの最大曲げモーメントは小さくなる。

このようにして胴径が細くなると同一の汚損条件に対する必要漏えい距離が少なくてすみ、その結果笠径をも縮小出来る。また笠形状を工夫することによって標準LPの笠径160mmから110mmまで大巾な縮小が可能となった。

がいし形状のコンパクト化は支持アーム類の強度節減につながりこれが22kVコンパクト配電線開発のベースとなるものである。



第 3 - 7 図 22 kV 配電線用引通しがいし

第4章 電線およびがいしの

耐アーク性に関する検討

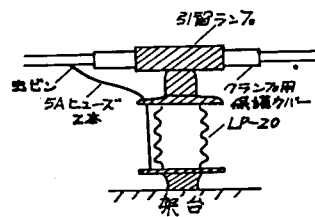
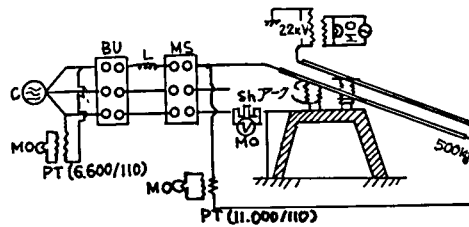
22kV配電線では保安の確保、信頼度の向上、線間間隔の縮小などをねらいとして後述するように絶縁電線を一般に採用することとしており、またがいしについても上述のとおり小型化をはかっているが、これらにより一方では耐アーク性が低下することが問題となる。この対策としてアークホーンを採用することとし、その形状、機械的強度などについて実験的に検討を行いその解決策を見出した。

4-1 電線の把持と溶断防止

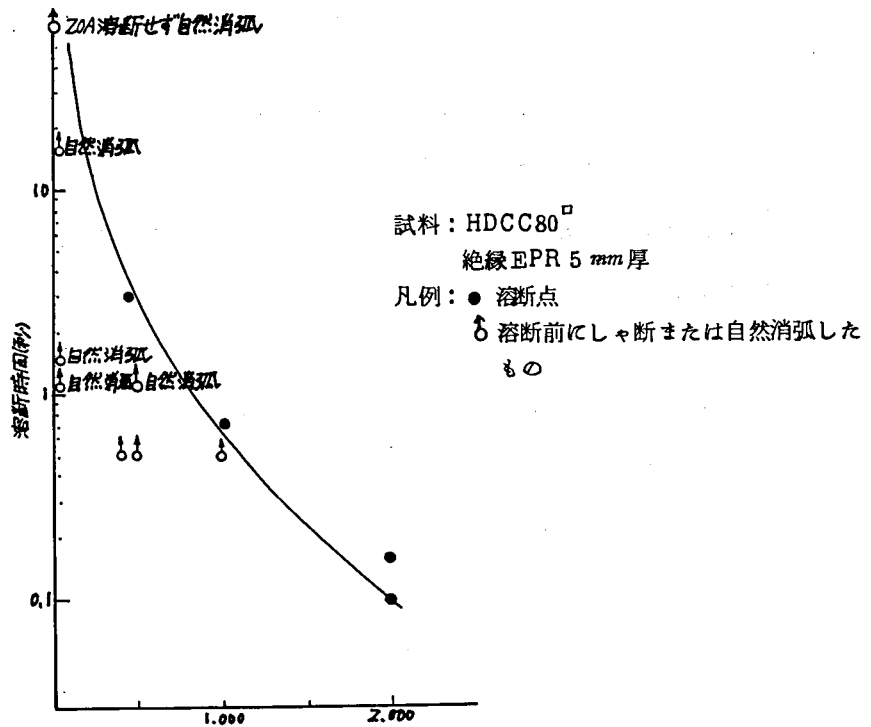
絶縁電線は裸電線に比べて絶縁被覆があることにより電氣的には数々の利点を有しコンパクト化が可能となるが、熱的には何らかの原因でアーク地絡を起こしたとき、裸線のようにアークが移動せず、アークスポットが固定するので大電流の場合短時間で溶断する欠点がある。

この溶断状況を実験により観察したところアーク電流が20～30A程度の場合はアーク先端が上方にのびて長いものでも60秒程度で自然消弧し電線溶断にはいたらないが1000A以上になるとアークがジェットのようになり、1000Aでは0.7秒で、2000Aでは0.1秒で溶断することが明らかになった。第4.1図に電流－溶断時間特性を示す。

一方絶縁電線をクランプによりがいしに取付けた場合のインパルス絶縁破壊は第4.1表および第4.2図に示すようにインパルスが絶縁電線の芯線から侵入してきた場合も、がいしの接地側に加わり逆閃絡した場合でも必ずしもクランプ内で起こらず、クランプから左右不規則に1m内外離れたところで起っており、その距離のクランプ材質による差は認められずクランプの材質を絶縁物にした場合も絶縁電線のアーク発弧による溶断ということに対しては効果がない。



- C : 短絡発電機 (6.6 kV、30MVA)
 BU : 保護用 C B
 L : 限流リアクトル
 MS : 投入用 C B
 Sh : 分流器 (25kA/5V)
 MO : 電磁オシログラフ



第 4 - 1 図 絶縁電線の溶断試験結果

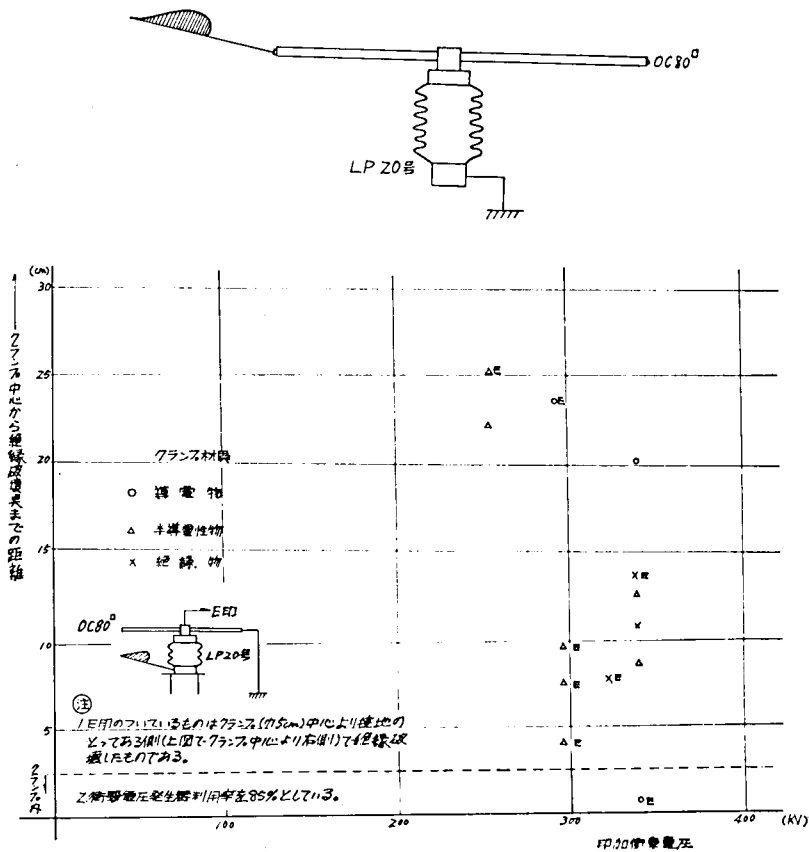
第4-1表 衝撃（正波）破壊電圧値と破壊ヶ所

クランプ材質	試験数	絶縁破壊電圧 (KV)		破壊個所 ※
		範 囲	平 均	
(イ) 導電物	3	250～270	257	右 73.1 cm 右 49.6 左 28.5
(ロ) 絶縁物	2	340～345	343	右 32.2 cm 左 40.0
(ロ) (イ)			133%	

※ クランプ（巾5 cm）の中心から測った距離である。

左、右というのは、それぞれクランプの左側、右側で絶縁破壊が起ったということである。

なお、衝撃波形は下図の通り絶縁電線の左側の端末から印加した。



第4-2図 逆閃絡絶縁破壊電圧値と破壊ヶ所

したがって大電流発弧の懸念がある場合にはがいしへの取付部分において電線の被覆をはぎ取りクランプにより把持するとともに、ホーンを取付ける方法が効果的であると考えられる。

ホーンを性能別に分けると耐雷ホーンと耐アークホーンに大別され、22 kV 配電線用としては、その最大の目的がこの電線の溶断防止にあるが、中性点を高抵抗接地方式とし、地絡保護リレーを高感度高速度方式とすればがいしの汚損発弧をアークホーンで保護する必要が少くなるため、ホーン形状は簡易1端子の耐雷ホーンによりその目的は十分満足されるものである。

4-2 がいしの耐アーク性とアークホーン

がいしの耐アーク性を向上させる方法としては

- (a) 系統保護方式の整備
- (b) 耐アーク性の強いがいしの使用
- (c) アークホーン取付けによるがいし保護

などがある。

(a)の方式はリレーやしゃ断器の動作を正確かつ速かにして、がいしの破損前に故障電流をしゃ断することであり、0.1秒程度でしゃ断すれば、がいしの胴切れまでは発展しないと思われるが、笠欠けなどを対象とした場合短絡容量が大きいところではがいし破損前にしゃ断することは技術的に困難となる。

(b)の方法はがいしの素地および形状面より耐アーク性の強いがいしを作ることであるが、現存の20号LPがいし、長幹がいしは既に相当高い耐アーク性を有しており、最大短絡容量1000MVAの短絡アークに対して一般に胴切を生ずる恐れはない。しかしコンパクト化のためにBILを低減した小型がいしではアークホーンによる保護も必要となる。アークホーンの効果は主として雷サージによる2相地絡以上の大電流アーク対策にあることから、耐雷ホーンによりホーン取付の目的は十分に果たすことが可能である。

雷サージ以外の閃絡事故は本来がいしの絶縁により防止されているものであるが、

がいしの劣化や予想以上の汚損などによる万一の事故に対する保護あるいは耐雷ホーンの臨界通絡電圧（沿絡必然、閃絡未然の電圧）以上の雷サージによる閃絡保護までも考えた場合には耐アークホーンが必要となる。しかし前述のような系統保護方式においてがいしが胴切れを起こさず再送電が可能であることを耐アーク性能とした場合ホーン構造は簡単な１端子ホーンで十分である。

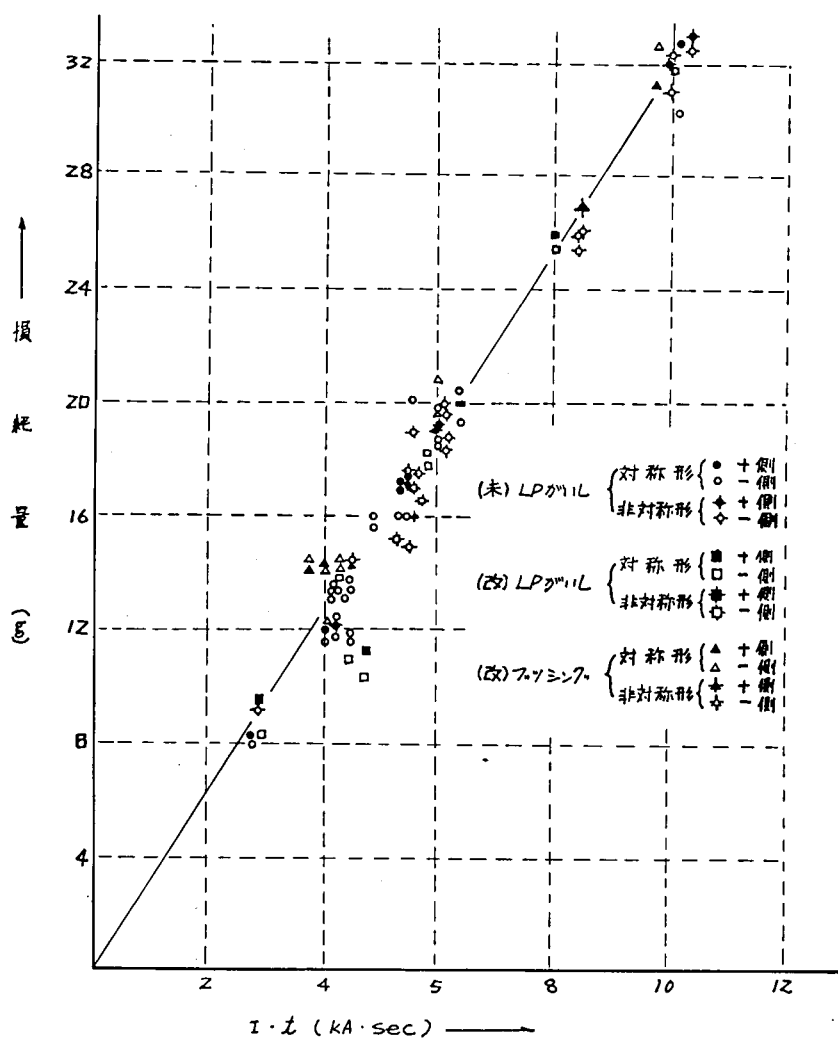
以下 22 kV 配電線用として必要な機械的強度に応じてコンパクト化をはかった LP がいしおよびブッシングに 1 端子アークホーンを取付け、その耐アーク保護性能を実験により検証した結果について述べる。

この実験は 2 回に分けて行いその第 1 回目は前項 4 - 1 で述べた第 3.7 図に示すがいしについてアークによる偏熱破壊に対する強さを求める耐アーク試験を行った。この結果 LP がいしは短絡容量 750 MVA に相当するアーク電流 $I = 20 \text{ kA}$ 、通電時間 $t = 0.5 \text{ sec}$ に、またブッシングは短絡容量 500 MVA に相当するアーク電流 $I = 13 \text{ kA}$ 通電時間 $t = 0.5 \text{ sec}$ に十分耐える耐アーク性を有していることが実証された。しかしアークホーンがホーン取付け部において接触抵抗の増加およびアーク熱による温度上昇をきたしさらに電磁力などでボルトがゆるんで通電時間中に落下してしまうという欠陥が生じ、これが耐アーク性能にかなり影響するものと考えられた。

そこで第 2 回目には上記の欠点を補うためアークホーンを改良し、同時に LP がいしおよびブッシングについても改良を加えて耐アーク性能の向上効果を再確認した。

アークホーンの改良点は直径、形状および取付方法などである。直径については 12 mm を 16 mm としアークによって蒸発および溶融する長さを減少させるとともに熱容量を大きくした。すなわちアークホーン金具の損耗量とアーク電流、通電時間の積との関係は第 4.3 図に示すとおりその直径に無関係に同一直線となりアークホーンの直径を太くすれば損耗長が短くなるので耐アーク効果が向上するものである。

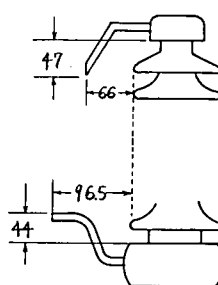
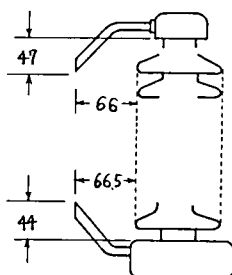
形状については第 4.4 図に示す如く非対称型とし、アークホーンの先端と磁器面との距離を離し、かつアークジェットが磁器面と逆方向に噴出するようにアークホーンの方を変えた。第 4.5 図はアークホーンの組合せの相違による笠欠け発生枚数の違



第 4 - 3 図 KA・sec と損耗量の関係

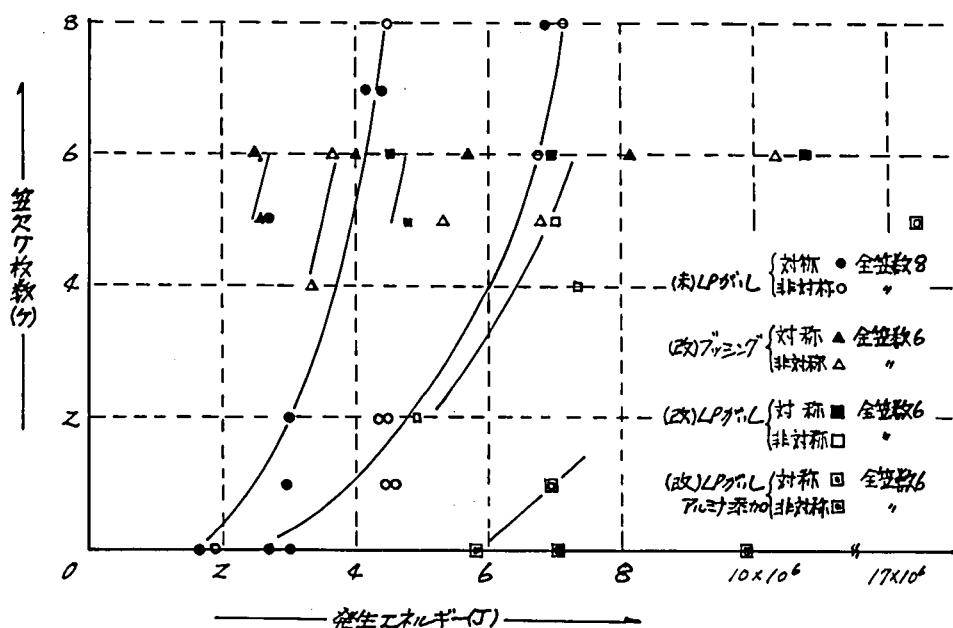
対称形アークホーン

非対称形アークホーン



寸法単位: mm

第 4 - 4 図 アークホーンの形状



第4-5図 ホーン形状改良による笠穴け減少効果

いを示したもので、この結果よりアークをがいしより離しかつアークジェットをがいしに噴射しないように改良した非対称形の方が対称形よりも耐アーク効果のあることが明らかとなった。

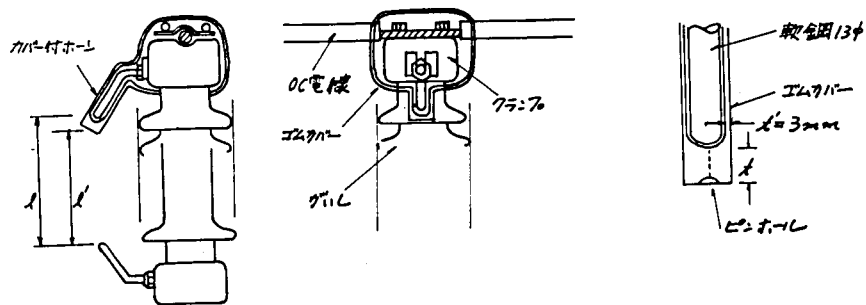
また取付方法についても機械的に強化してホーンが落下しないようにした。

次ががいしの改良についてはLPがいしでは曲げ破壊荷重を強化するためテーパ付とし、笠径を110 mm から平均120 mm と大きくして枚数を6枚としている。ブッシングについても形状および磁器材質を変えてその性能を向上した。

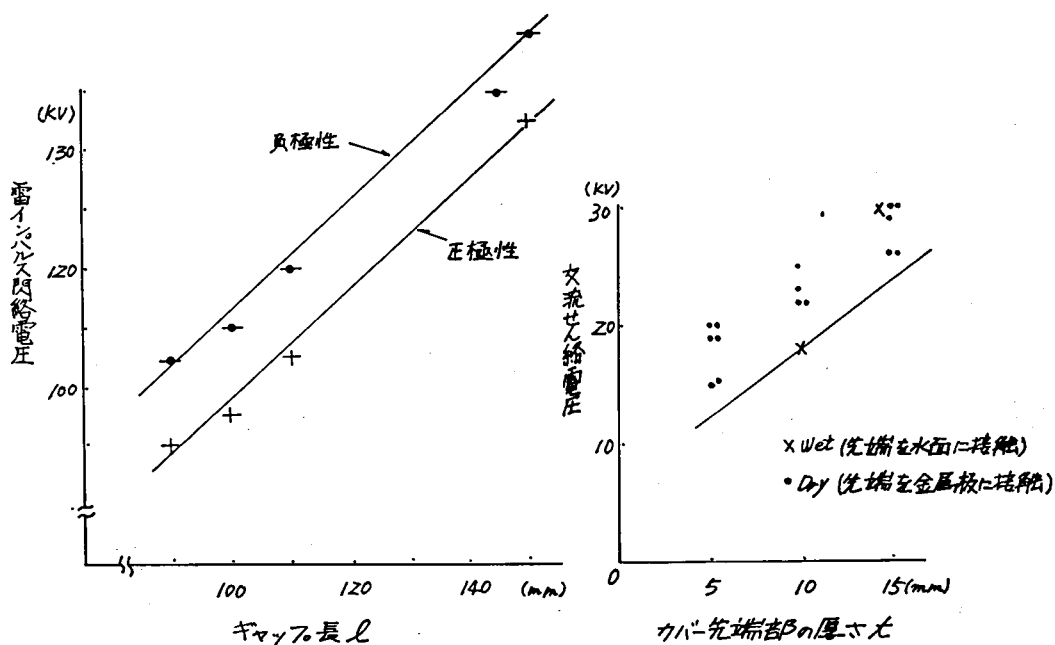
しかしアークホーンのための改良により実系統ではこのようながいしは特に要求されず第3.7図のがいしで十分であると考えられる。ホーンギャップはBIL 100 kVの場合100 mm程度になりこの間での鳥害の発生や万一の人体接触感電などを防止するために充電側端子に常規対地電圧程度に耐える絶縁カバーを施す方法が考えられる。

この場合単に絶縁カバーを施すと雷サージの放電が安定しないので、カバーの先端にピンホールを設けて放電特性を安定させている。

第 4.6 図はこのようにして開発された絶縁カバー付ホーンの構造と閃絡特性の例を示すものである。



(a) 構造



(b) 閃絡特性

第 4 - 6 図 絶縁カバー付ホーンの構造と性能

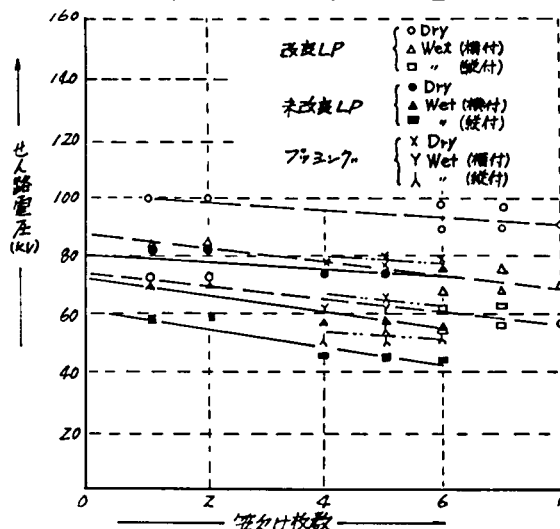
耐アーク試験後の50%衝撃閃絡電圧値は笠欠けの破損程度にあまり関係なく全部の笠が欠けた場合でもわずか5%程度の低下にとどまっていた。また商用周波による閃絡電圧値は、乾燥と注水とで差はあるがいずれも笠欠け破損程度が多くなるに比例して低下する傾向にある。

第4.7図はこの低下程度を笠欠け枚数と電圧値との関係で示すものであるが再送電には十分耐える。さらに曲げ破壊荷重値は笠欠け破損の多少にかかわらず新品と同程度の荷重値を有していた。

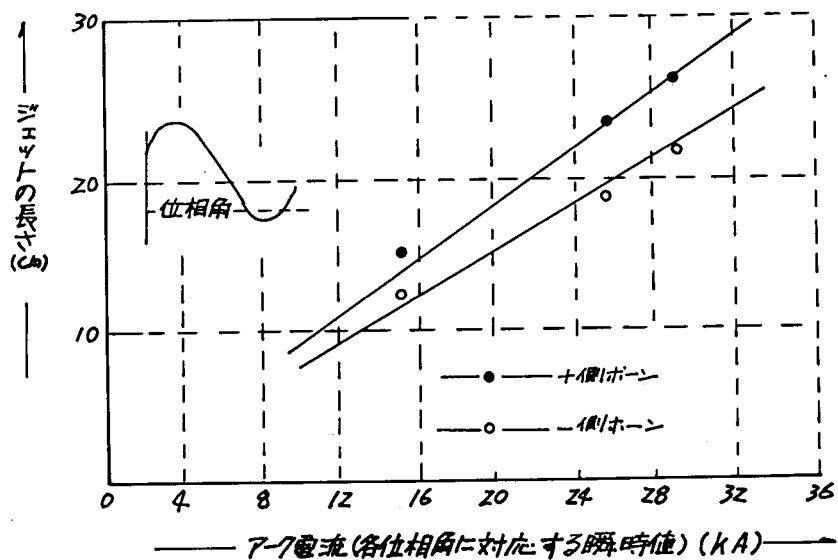
次にジェットの出射角度を撮影した高速度カメラフィルムを解析した結果、アークジェットは常に電極表面からその法線方向に噴出することが明らかとなった。また配列方法、アークホーン取付方向などの設計に際して重要な要素となるアークジェットの長さをフィルムからアーク柱の中の特に明るい部分の長さとして測定したものを第4.8図に示す。

なお磁器の笠欠け原因は、耐アーク試験後の磁器の破損状況および高速度カメラフィルムの解析の結果、アークジェットによるものではなく、アーク柱からの放射熱によるがいの偏熱によるものと考えられる。

以上の試験結果からがいのコンパクト化をはかっても適切なアークホーンの保護により耐アーク性能として保安上、供給信頼度上の問題はないことが実証された。



第4-7図 耐アーク試験後の商用周波閃絡電圧特性



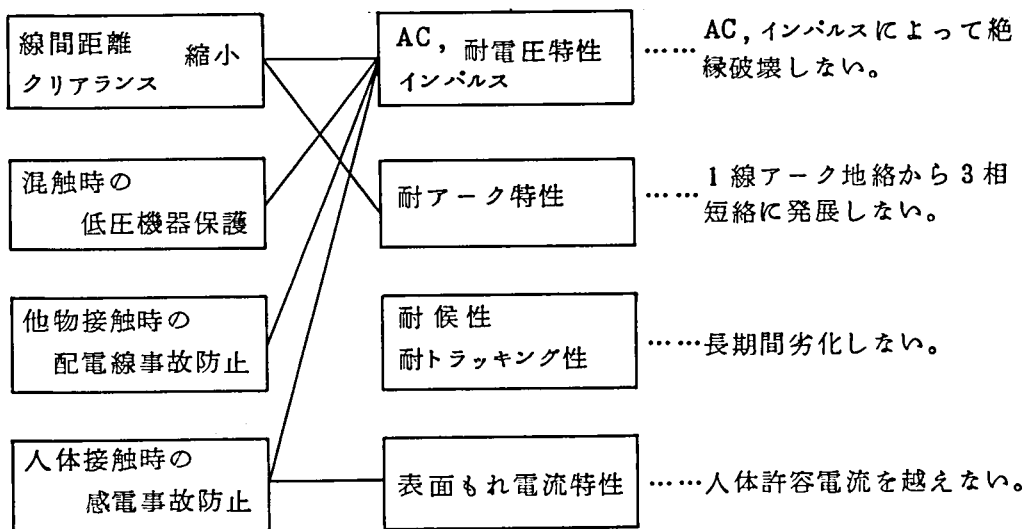
第 4 - 8 図 アーク柱のうち特に明るい部分の長さ

第 5 章 絶縁電線適用に関する検討

22 kV 架空配電線に絶縁電線を使用する目的としては主として、次の 4 項目があげられる。

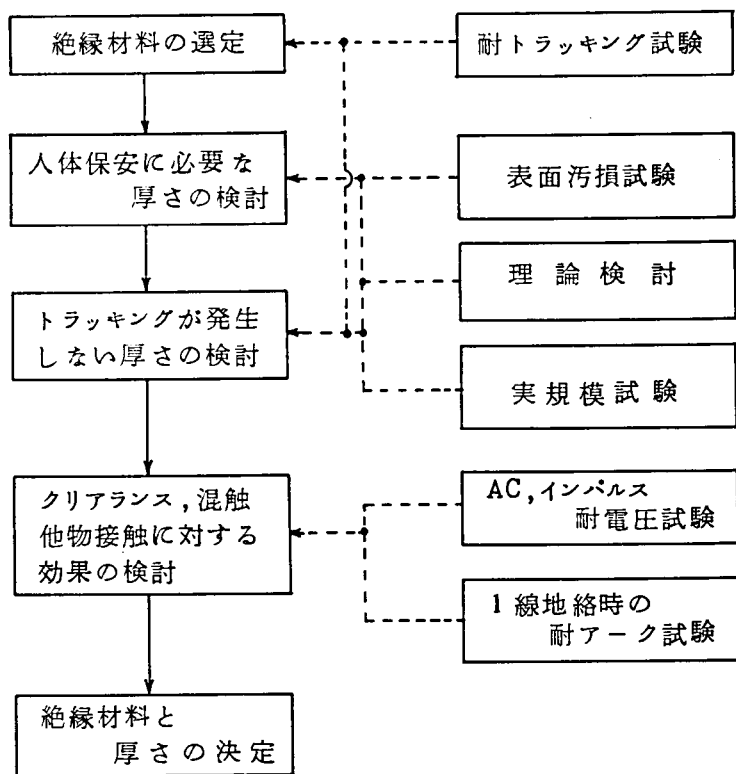
- (a) 線間距離、クリアランスの縮小により線路構造のコンパクト化をはかる。
- (b) 低圧線や弱電流電線と何らかの原因で接触した場合、低圧機器などの絶縁破壊を防止する。
- (c) 樹木、飛来物などが接触した場合の配電線事故を防止する。
- (d) 建築工事、テレビアンテナ工事などで一般公衆が誤って接触した場合の感電防止をはかる。

このような目的に対応して絶縁体の必要機能が定まるわけで(a)～(c)に対しては、商用周波およびインパルス耐圧特性が主体となり、(d)は絶縁体表面に流れる漏れ電流が問題となる。さらにこの機能を長期に安定して保持するためには、材料の耐候性や耐トラッキング性の良いことが必要である。第 5.1 図はこの使用目的と機能の対応を示したものである。



第 5.1 図 絶縁電線の使用目的と機能

絶縁電線の絶縁材料と絶縁厚さは、上記の使用目的、使用条件に適応したものとする
ことを設計の基本的な考え方とし第5.2図に示す手順により検討した。



第5.2図 絶縁電線の設計手順

5-1 絶縁材料の選定

有機絶縁材料の経年劣化は(a)紫外線、風雨などによる材質劣化、(b)塩塵害などによるトラッキング、(c)機械的外力による外傷、(d)導体の温度上昇による材質劣化などが考えられ絶縁材料の選定に当っては、耐候性、耐トラッキング性、機械的特性、熱劣化特性を考慮する必要がある。

絶縁電線の絶縁材料としては、6kV用としてポリエチレンや架橋ポリエチレンは10有余年、エチレンプロピレンゴムも10年近い使用実績があり、物理的特性の経年劣化に対しては、実用上十分な性能が保証されていると考えてよい。そこで22kV絶縁電線の材料として、適しているかどうか、どの程度の性能をもっているかなどについ

て検討を行った。

5-1-1 耐トラッキング性

トラッキングは非常に複雑な現象であり種々の試験法が提案されているが、実際の使用条件におけるトラッキングの発生しにくさと試験によって得られた耐トラッキング性の評価は必ずしも正確に一致せず試験法が変わると優劣が入れ換わる場合すらあり、いまだ合理的な評価方法は確立されていない。

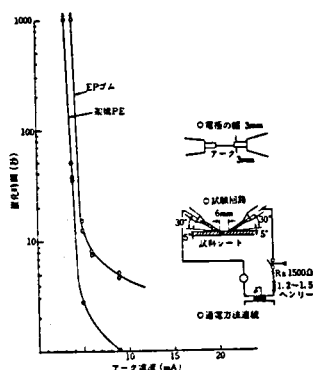
しかし、細部において問題はあるにせよ一応大まかな評価としては第 5.1 表のような分類がなされている。

第 5.1 表 耐トラッキング性能による絶縁材料の分類

第 1 群 (最も耐トラッキング性の良いもの)	シリコンゴム 耐トラッキング性添加剤配合合成ゴム(耐トラッキング性ブチルゴム) 耐トラッキング性添加剤配合合成樹脂(耐トラッキング性架橋 P E) E P ゴム
第 2 群 (耐トラッキング性の良いもの)	ブチルゴム メタクリル樹脂 ポリエチレン ハイパロン ポリエステル樹脂 可燃性ポリエチレン 天然ゴム
第 3 群 (耐トラッキング性の良くないもの)	フェノール樹脂 塩化ビニール樹脂 クロロブレンゴム

そこで耐トラッキング性の最も良いと考えられる第 1 群の中から材料選定を行うと架橋ポリエチレンは、さきに述べたように高圧用電線として広く使用され、その安定した性能が実証されており、エチレンプロピレンゴムも優れた諸性能と 10 年近い使用実績などから有力な絶縁材料と考えられるが、シリコンゴムは高価で経済性に欠け

ブチルゴムは耐電圧特性面で劣ることなどから架橋ポリエチレン（架橋PE）とエチレンプロピレンゴム（EPゴム）が絶縁電線の材料として最も適しているといえる。第5.3図は、ASTM法による耐アーク試験を行った結果である。試料シート上の電極間にアーク放電を行うと、極間のシート表面が徐々に炭化し、完全に炭化するとアークが消える。炭化までの時間が長いものは耐トラッキング性が良いと考えられており、EPゴムが最も良い結果を示したが、トラッキングが発生しない電流は、EPゴムでは4mA、架橋PEでは3mAであり、トラッキングの発生原因となる電線の表面漏れ電流が小さいところでは両者の間に性能上の大きな差はない⁽²⁴⁾。



第5.3図 ASTM法による耐トラッキング特性

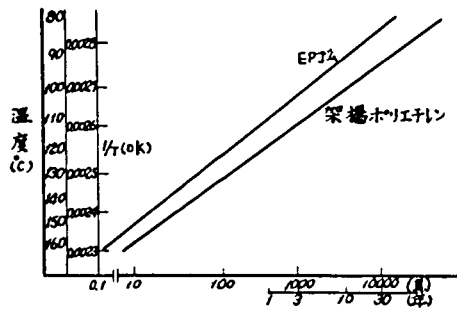
5-1-2 熱劣化特性

第5.4図は、連続使用における温度、時間伸びの低下特性から熱劣化寿命推定を、第5.2表は温度上昇計算諸元を示したもので、架橋PEはEPゴムより許容温度が高く、熱抵抗も小さいので同一厚さ同一寿命とした場合許容電流が大きくとれる利点がある。

第5.2表 温度上昇計算諸元

材 料	絶縁体熱抵抗	表面熱放散抵抗
EP ゴ ム	500℃-cm/W	※ 900℃-cm ² /W
架橋ポリエチレン	450	※ 900

※ 外径40mm超過のもの値



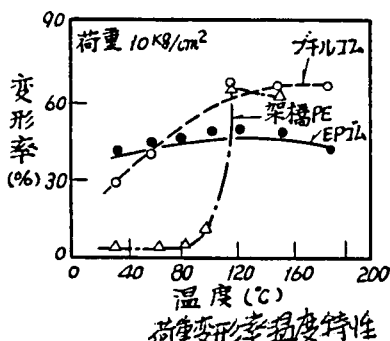
第 5.4 図 熱劣化寿命特性

5-1-3 機械的特性

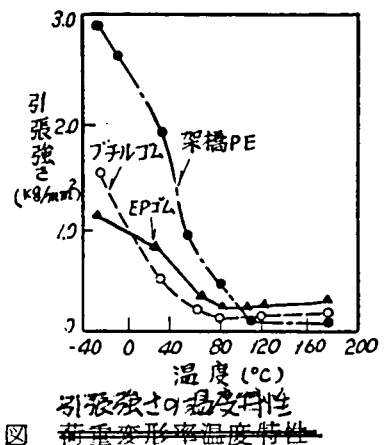
第 5.3 表は、機械的特性を比較したものである。抗張力では架橋ポリエチレンが優れ、伸びでは E P ゴムの方がよく、また絶縁物の硬度は架橋 P E の方が高い、振動などのくり返し応力に対しては、E P ゴムが優れており樹木の接触、延線工事などによる機械的外力に対しては、架橋ポリエチレンが強い反面電線接続工事などの絶縁物をはぎ取る必要のある場合には E P ゴムが優れている。

第 5.3 表 機 械 的 特 性

材 料	抗 張 力	伸 び
E P ゴ ム	0.7 ~ 0.8 kg / mm ²	400 ~ 650 %
架橋ポリエチレン	1.4 ~ 2.0	400 ~ 520



第 5.5 図 ~~引張り強さの温度特性~~



第 5.6 図 ~~荷重変形率温度特性~~

5-2 絶縁厚さの選定

5-2-1 AC耐圧からの絶縁厚さ

絶縁電線のAC耐圧上からの厚さは、一般に下記の式で算定される

$$\frac{\text{最大使用電圧} \times K_1 \times K_2}{\text{絶縁物の破壊強度}} + K_3$$

K_1 : 絶縁物の破壊強度の温度特性

K_2 : 試料試験その他不確定要素に対する裕度

K_3 : 機械的外力に対する裕度および外傷、製造管理上のバラツキなどに対する余裕の厚さ

K_1 、 K_2 の値はRPT分科会での22kVケーブルの値のそれぞれ1.1、1.1を採用する。⁽²⁵⁾

また屋外用架橋ポリエチレン電線のAC絶縁破壊強度は、実験結果からバラツキを考慮して、12kV/mmを採用する。

以上の係数を利用して22kV絶縁電線の絶縁厚さを計算すると

$$\frac{22/\sqrt{3} \times 1.1 \times 1.1}{12} = 1.3 (\text{mm})$$

となる。 K_3 の値については経験的要素が多く含まれるもので理論的に求めることは難しいが、例えば、外傷についての高圧絶縁電線の機械的衝撃試験、耐摩耗試験などの結果からは0.1mm程度となる。電線重量、曲げ応力による機械的強度上からの厚さは、現在6.6kV用絶縁電線の厚さの下記以上の値があれば充分と考えられる。

第5.4表 6.6kV用絶縁電線規格

電線太さ	絶縁厚さ
8 ~ 38 mm ²	2.0 mm
38 超 ~ 150 mm ²	2.5 mm
150 超 ~ 500 mm ²	3.0 mm

以上の結果22kV絶縁電線の交流耐圧上からの厚さは3mmあれば充分と考えられる。

5-2-2 表面漏れ電流からの絶縁厚さ

絶縁電線をがいしに把持する場合、一般に耐アーク対策から把持部の被覆をむいて把持することが多く、このような場合は電線被覆表面に漏れ電流が流れることはないが、絶縁被覆をむかないでがいしに把持する場合は絶縁物表面に漏れ電流が流れる。

このように絶縁物表面に漏れ電流が流れる場合は、この漏れ電流により絶縁物表面にトラッキングが生じないように、漏れ電流を所定値以下に抑える必要がある。長期間にわたり漏れ電流を流してもトラッキングを生じない電線表面に流せる限界電流値は、ASTM法による試験結果から架橋ポリエチレンで3 mA、EPゴムで4 mAとなる。

表面漏れ電流値（碍子把持部の値）は近似的に次式で表わされる。⁽¹⁹⁾

$$I_b = \frac{V}{\sqrt{\frac{R}{2\pi fC}}}$$

R：絶縁電線の表面漏れ抵抗（ Ω/m ）

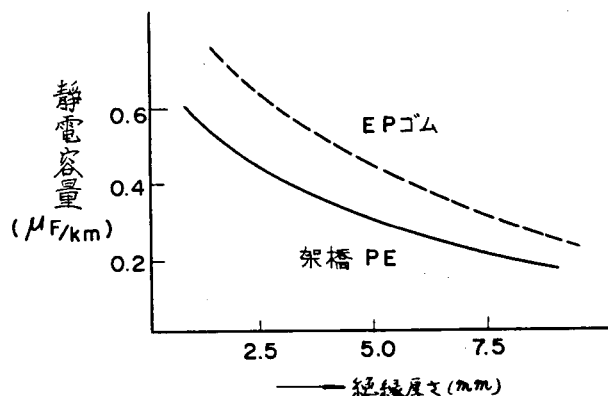
C：絶縁電線の静電容量（F/m）

V：電線の対地電圧（V）

上式から、漏れ電流は、Cが小さいほど（即ち絶縁厚さが厚いほど）また表面漏れ抵抗値が大きいほど漏れ電流値は小さい。

しかし、Cの減少は絶縁厚さのlog値で変化するため5 mm以上の厚さからは、その値の変化が非常に緩慢となり、これ以上の厚さとしても漏れ電流値の減少は小さい。

絶縁電線の表面漏れ抵抗は、実験結果、長期間実測結果などから、最悪汚損条件で $10^7 \Omega/m$ 程度となるため、この条件で電線表面の漏れ電流を計算すると第5.5表に示すとおりとなる。したがって、絶縁厚さ3 mmでトラッキング発生上からは全く問題にならない。しかし、がいし把持部に接近して、機器のリード線を電線に接続してこの部分の充電部が露出するような場合には、この充電部から直接絶縁電線の表面を通じてがいしに漏れ電流が流れるため、表面の汚損状態によっては電流値が大きくなりトラッキングを生ずる恐れがある。したがって、実施に当ってはがいし把持部に接近して充電部が露出するような工事方法はさける必要がある。



第 5.7 図 絶縁厚さと静電容量の関係

第 5.5 表 漏 れ 電 流 値

at 33 kV $R: 10^7 \Omega/m$

線種 絶縁厚 静電容量	架 橋 PE		E P R	
	3 mm	5 mm	3 mm	5 mm
	0.36 $\mu F/km$	0.23 $\mu F/km$	0.56 $\mu F/km$	0.38 $\mu F/km$
漏れ電流 (mA)	2.0	1.6	2.5	2.05

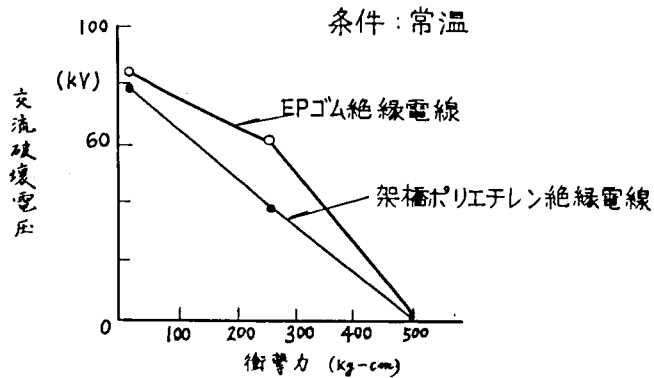
5-2-3 公衆保安上からの検討

上記の条件から決められた絶縁厚さが公衆保安上どの程度安全かについて検討を加えた。

(a) 衝撃的接触時の安全性

建築業者などが機材をふり廻すなどして誤って 22 kV 配電線の絶縁電線に衝撃的な接触をした場合の安全上の問題について検討した。

第 5.8 図は接触衝撃力と AC 破壊電圧の関係を示したものであり、第 5.6 表は架橋ポリエチレン電線（絶縁厚 2.5 mm、3.0 mm）を用いて、接触物体の形状と衝撃的接触 AC 耐圧との関係を実験したものである。



第 5.8 図 衝撃力 - 交流破壊電圧の関係

第 5.6 表 O C 電線の衝撃的接触 A C 耐圧

(a) 常温無通電電圧 $22 \text{ kV} / \sqrt{3}$

	電線種別	钢管	環境	気温	導体表面温度	接触衝撃力	鉄材の形状	鉄材電流	実験回数
破壊した場合	22kV OC	なし	dry	24℃	28.5℃	Kg-cm 400	┐	BD	2/5
	"	"	"	"	"	660	"	"	3/3
	6.6kV OC	"	"	21℃	25℃	400	"	"	3/3
非破壊の場合	22kV OC	"	"	18℃~20℃	23℃~28℃	"	⊙L┐┐	41~72 ^{HA}	0/17
	"	"	"	21℃~24℃	25.5℃~28.5℃	"	┐	47~60	2/7
	"	"	"	"	"	600	┐┐	47~53	0/4
	"	あり	"	"	"	"	┐	34~35	0/2
	"	なし	"	"	"	500	"	38~47	0/2
	"	あり	"	18℃~20℃	23℃~28℃	400	⊙L┐┐┐	35~80	0/9
	6.6kV OC	なし	"	21℃	25℃	"	┐	48~70	0/2
	"	あり	"	"	"	"	┐	35	0/2

注) BD: 絶縁破壊したことを示す。実験回数欄は破壊回数/全実験回数を示す。

OC: 架橋ポリエチレン

(b) 夏季通電時電圧 22 KV/ $\sqrt{3}$

	電線種別	ポリ管	導体表面温度(°C)	OC表面温度(°C)	ポリ管表面温度(°C)	鉄材の形状	鉄材電流	通電電流(A)	実験回数
破壊した場合	22kVOC	なし	65	53	—	┐	B・D	350	1/4
	"	"	66	58	—	"	"	300	2/2
	"	"	90	76	—	┐	"	400	2/3
	6.6kVOC	なし	67	64	—	┐	"	350	2/2
	"	"	79	71	—	"	"	400	"
	"	"	89	72	—	∨	"	450	"
	22kVOC	なし	47	36	—	┐	"	450	2/3
非破壊の場合	22kVOC	なし	41	40	—	┐∨┐┐	90 μ A~135 μ A	0	0/8
	"	"	65	53	—	┐∨┐	85 ~ 140	350	0/6
	"	"	"	"	—	┐	95 ~ 115	"	1/4
	"	"	66	"	—	┐∨┐	80 ~ 172	300	0/9
	"	"	90	"	—	┐∨	95 ~ 150	400	0/4
	"	"	"	"	—	┐	F.O. せず	"	2/3
	"	あり	48	48	41	┐┐┐	"	0	0/6
	"	"	90	73	60	┐∨┐┐	66 ~ 90	280	0/8
	"	"	"	84	61	"	68 ~ 80	300	0/9
	6.6kVOC	なし	67	64	—	┐∨┐	110 ~ 160	350	0/6
	"	"	79	71	—	"	"	400	0/6
	"	"	89	72	—	┐	150 ~ 160	450	0/2

以上の実験結果から衝撃的接触の場合は、絶縁体表面が変形するため、AC耐圧値は減少し、その減少傾向は当然のことながら衝撃力が大きくなる程著しくなる。

一般的に建築業者などが誤って鉄材などで絶縁電線に衝撃を与える場合、第5.6表の実験で行なっている400 kg-cm程度の衝撃力、すなわち人が高所で持ち運び出来る限度の4 kgの物体を1 mの高さから落下させたときの衝撃力を考えておけば十分である。従って、特に鋭利な物体で衝撃的な接触を与えない限りAC耐圧上から必要な3 mm程度の絶縁厚さがあれば十分効果が期待できる。

(b) 公衆接触時の安全性

公衆が誤って 22 kV 配電線の絶縁電線に直接触れた場合の安全上の問題について検討した。

人体が直接触れた場合 99.5 % の人が自力で離脱できる人体に流れる電流の許容値は第 5.7 表のとおりである。

第 5.7 表 自力で離脱できる許容電流値 (mA)

	商用周波	1 kHz	5 kHz	10 kHz	直 流
男 性	9	13.9	29.5	55.5	62
女 性	6.03	—	—	—	41.5
子 供	4.5	—	—	—	31

一方 22 kV 配電線に人体が直接ふれた場合の人体に流れる漏れ電流は、前述の近似式から第 5.8 表のとおりとなる。

第 5.8 表 人体接触時に流れる電流 (mA)

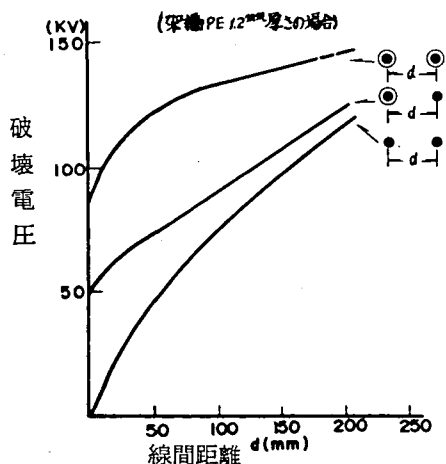
絶 縁 線 種 電線の状態 厚		架 橋 PE		E P R	
		3 mm	5 mm	3 mm	5 mm
乾 燥 状 態		0.4	0.32	0.5	0.41
湿潤状態	一般区域	1.3	1.0	1.6	1.3
	汚損区域	4.0	3.2	5.0	4.1

(注) 乾燥状態: $10^9 \Omega/\text{m}$ 、湿潤状態 $\begin{cases} \text{一般区域: } 10^8 \Omega/\text{m} \\ \text{汚損地域: } 10^7 \Omega/\text{m} \end{cases}$

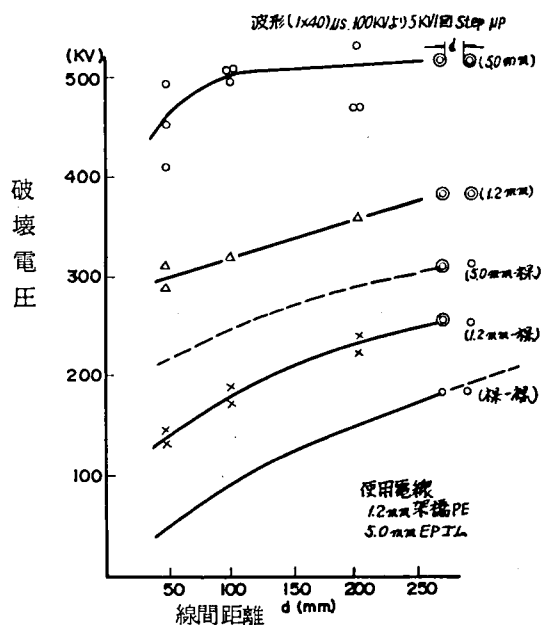
したがって、絶縁厚さ 3 mm あれば人が誤って接触しても安全上問題はない。

5-2-4 絶縁電線使用による絶縁強度の向上

第 5.9 図、第 5.10 図は絶縁電線、裸電線について、線間距離と雷インパルス破壊電圧、AC 破壊電圧の関係を求めたものであるが、この結果から絶縁電線を使用すれば線間距離を裸線に比し相当短縮することが可能である。



第 5.9 図 A C 破 壊 特 性



第 5.10 図 雷インパルス破壊特性

5-3 電線配列と電線間隔

架空電線路の電線配列の方法は、水平、垂直、三角の 3 種類が考えられる。

水平配列は柱上機器リードの引き下げが容易であり、がいし破損時の電線垂下防止が出来る利点をもっているが、電線路の幅が大きくなり他物と接近する場合は、離隔がとりにくい欠点がある。垂直配列はこれと全く逆の利点、欠点を有しており、三角配列はその中間と考えてよい。ただ垂直配列と三角配列は多回線併架すると電柱丈尺が相当長くなる欠点ももっている。したがって配列方法は配電線を建設する地域特性に合わせて選定されるべきものである。

電線間隔については絶縁電線を使用し、かつクランプおよびアークホーンに絶縁カバーを施せば装柱設計上必要となるのは、絶縁協調のみとなる。

すなわち、がいし、ホーン、電線などと柱体との間隔は内部異常電圧に耐え、かつ雷サージに対してホーン以外の箇所で閃絡しない絶縁距離を考慮すればよいことになる。第 5.9 表は 20 A 号 LP がいしを使用し裸電線を使用する場合の必要絶縁間隔を

実験により求めた例である。

この実験結果より電線配列が垂直配列の場合は必要距離 32 cm にクランプ、ホーンの出幅 15 cm を加えて 47 cm 以上、水平配列の場合には必要距離 34 cm にクランプホーンの出幅 15 cm と柱体の太さ 25 cm を加えて 74 cm 以上にすればよいことがわかる。

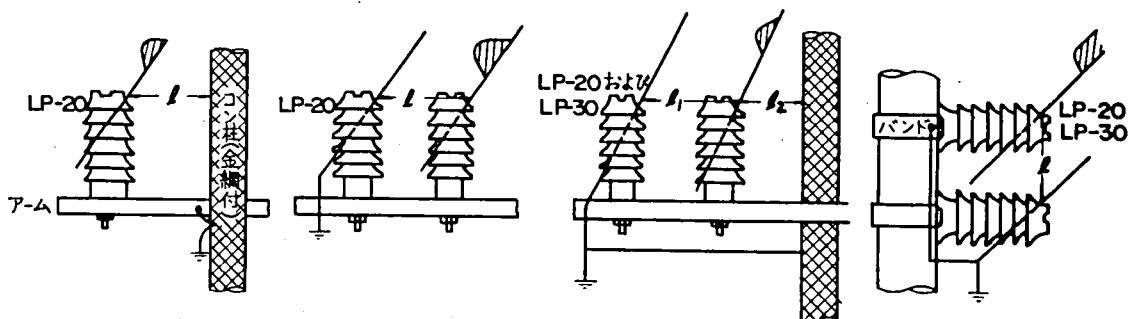
絶縁電線を使用する場合および BIL を 100 kV とした場合には、これらの間隔は縮少出来るがその効果を裕度とし、結局垂直配列の場合 50 cm、水平配列 80 cm とするのが妥当であると考えられる。

第 5.9 表 柱体または線間で閃絡しないための必要な離隔距離 (cm)

がいし 極性 状態 装柱	LP - 20					LP - 30				
	正極性		負極性		集 ※ 約	正極性		負極性		集 ※ 約
	乾燥	注水	乾燥	注水		乾燥	注水	乾燥	注水	
a	32	32	24以上	26以上	34 以上	—	—	—	—	—
b	30	28	30	28	32 以上	—	—	—	—	—
c	ℓ ₁	30	—	—	32 以上	38	—	—	—	40 以上
	ℓ ₂	32	—	—	34 以上	42	—	—	—	44 以上
d	30	—	30	—	32 以上	41	—	38	—	43 以上

ただし a ~ d は下図の装柱をいう。

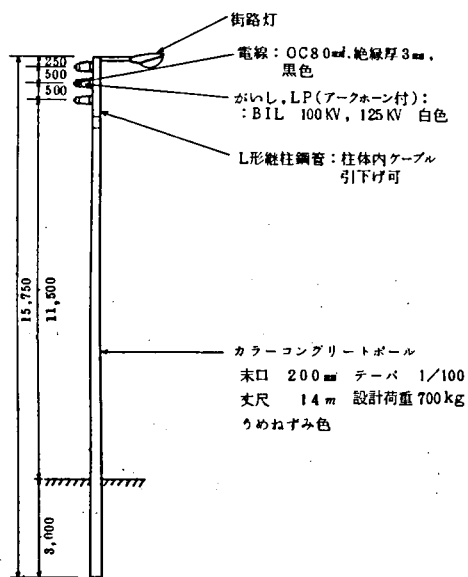
※ 集約値は実験で求めた値に導体のバインドなどの差による影響を考慮して約 5 % の裕度を見込んである。設計時には、この集約値を最低限度と考える必要がある。



- (a) がいしと柱体の協調 (水平配列)
 (b) がいし異相線間の協調 (水平配列)
 (c) 柱体～がいし～異相線間の協調 (水平配列)
 (d) がいしと線間の協調 (垂直配列)

第 5.14 図は 22 kV コンパクト配電線の装柱列（南港配電線）で、以上述べた種々の技術開発が集大成されたものである。

（22 kV 設計）



第 5.14 図 22 kV コンパクト配電線の装柱と実際の適用例

配電線の供給力増強対策として22kV架空配電は今後広く実施されて行くものであるが、これを現行の6.6kV配電線なみに普及させるには、従来の送電線もしくは大容量需要家への供給配電線としての22kV線路を本質的に考え直すことが必要である。

すなわち中性点接地方式の選定、混触および地絡事故現象の解明、地絡保護継電器の開発などまず重要な課題であり、これらについては第1章に述べている。

また、コンパクト化をはかるためには、絶縁設計の見直しが必要であり、第2章に述べている如く22kV配電線に発生する異常電圧を見極めるとともに、BIL低減を目的とした避雷器を開発し、アークホンの協調も考慮して設計裕度を切りつめ得る限界値を追究した。

このようにして絶縁設計を切りつめ、コンパクトをはかった場合、短絡電流による電磁機械力ならびに電線、がいしおよびアークホンの耐アーク性が問題となるが、これらについても第3章および第4章に述べた如く十分な実証実験を行って心配のないことを確認している。

新しい22kV架空配電線が従来の線路と異なるもう一つの大きな問題は絶縁電線を採用して充電部の露出をなくしていることである。これにより保安の確保、信頼度の向上、線間間隔の縮小などが可能となり、コンパクト化が容易となった。第5章にこれに適用する絶縁材料及び厚みの選定について述べている。

以上コンパクトにして占用空間を小さくし、周囲の環境に調和することを目的とした新しい22kV架空配電に関する開発研究について述べたが、これにより配電系統全体としての安全性、信頼性および経済性を確立して今後22kV架空配電を広く推進し得る基礎をかためることが出来たものとする。次第である。

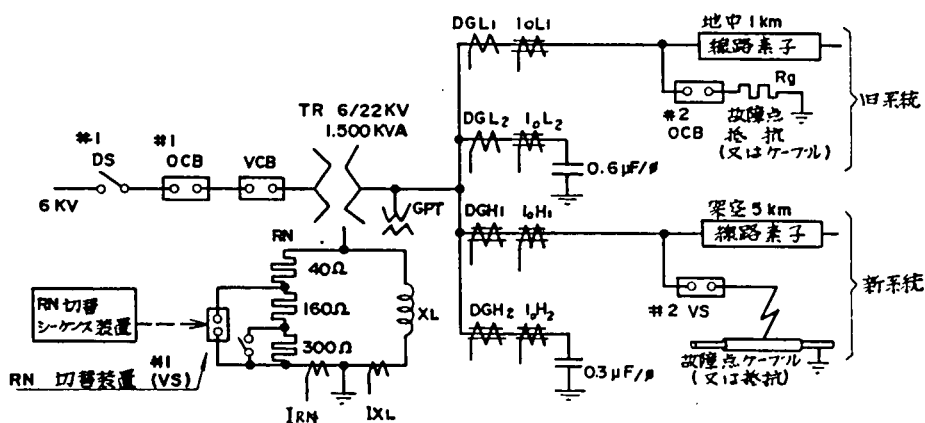
謝

辞

終りに臨み、本研究に対して御懇篤な御指導を賜った
京都大学 上之園親佐教授、実験に当って常に御指導御協
力をいただいた中島隆雄氏、尾崎勇造氏をはじめ電力中央
研究所の方々、富山順二氏はじめ超高圧電力研究所の方々、
並びに研究遂行にあたって御協力をいただいた関西電力総
合技術研究所、営業部配電計画課の方々に対し厚く御礼申
し上げます。

〔付録 1 - 1〕 RN 切替装置に関する実験

RN 切替装置の性能を検証する目的のために 付 1.1.1 図に示す回路により実験を行った。



付 1.1.1 図 実験回路

実験は下記の各ケースに於ける RN 切替システムの応動について検討を行った。

- (a) 1 回線 1 線地絡故障時（完全地絡および微地絡）
- (b) 2 回線地絡故障時（同相、同時および引続き）
- (c) 2 回線にまたがる異地点異相地絡故障時
- (d) タイマー（ $64T_1$ ）不調時

実験結果を要約すると付 1.1.1 表のとおりである。

付 1.1.1.表 実験結果要約

故 障 条 件			結 果	備考
1 回線 1 線 完全地絡	新 系 統 故 障		64 T ₁ : 0.45 secにて協調とれる	
	旧 系 統 故 障		R _N 切替後旧系統しゃ断	
1 回線 1 線 微地絡故障	新系統 微地絡	DGH ₁ 検出感度範囲外のR _g	DGH ₁ 、64 Vともに不動作	
		" 程度のR _g	64 T ₁ : 0.55 secにて協調とれる	
		" 程度のR _g + CVケーブル	DGH ₁ 動作不安定 64 T ₁ : 1.0 sec でも協調とれず、R _N 切替くり返し動作、故障継続のおそれあり	①
		" 以 内	64 T ₁ : 0.45 secにて協調とれる	
	旧 系 統 微 地 絡		R _N 切替っても DGL ₁ 動作せず 64 T ₂ 動作する	
2 回線同相 1 線地絡 故障	新系統 故障先行	新系統 : 微地絡 旧系統 : 完全地絡	旧系統故障発生時限によっては、R _N 切替後新系統しゃ断。但し、R _N 切替中も地絡電流微小	
		両系統金属地絡	新系統しゃ断後、旧系統しゃ断	
		両系統CVケーブル故障	旧系統投入時限にかかわらず新系統しゃ断後旧系統故障	
	旧系統 故障先行	両系統金属地絡	新系統故障発生時限によっては R _N 切替後 新系統 I ₄₀ しゃ断	②
		両系統CVケーブル故障	新系統投入時限にかかわらず 旧系統しゃ断後 新系統故障発生 I ₄₀ しゃ断	③
2 回 線 異相地絡	新系統 : R _g = 1 K Ω (C) 旧系統 : 完全地絡 (A、B)		異相地絡中 DGH ₁ : 不動作 DGL ₁ : 動作 旧系統しゃ断、R _N 切戻し後 新系統しゃ断	※
タイマー 故障	1 個 瞬 時 動 作		正 常	
	1 個 不 動 作	新系統故障	正 常	
		旧 " "	DGL ₁ 、不動作、64 T ₂ 動作	
	2 個 瞬時動作	新系統故障	R _N 切替後 I ₄₀ しゃ断	④
		旧 " "	旧系統早期しゃ断	
(そ の 他)			健全回線地絡継電器はすべて (正) 不動作	

- (注) 1. 備考欄○印は、実用上問題と考えられるケースを示す。
 2. ※異相地絡実験結果は、今回実験条件における結果であり、一般的な状況ではない。
 3. I₄₀ は、R_N 40 Ω に基く地絡電流を示す。

この結果から、 R_N 切替システムの実用化を進めるうえでの問題点と考えられる事項を抽出すると下記の通りである。

- ① 新系統故障時に R_N 切替装置がボンピング動作をするおそれがある。
- ② 旧系統故障が先行するような 2 回線同相 1 線金属地絡故障が発生した場合、新系統故障発生時限によっては、 R_N 切替後新系統故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れる。
- ③ 旧系統故障が先行するような 2 回線同時 1 線ケーブル地絡故障が発生した場合には、新系統故障発生時限にかかわらず R_N 切替後新系統故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れる。
- ④ R_N 切替指令用タイマー ($64 T_1$) が「瞬時動作」故障のとき新系統に地絡故障が発生した場合には、 R_N 切替後新系統故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れる。

このような問題点に対しては次のような対応策が考えられる。

(a) R_N 切替装置 ボンピング動作防止対策

R_N 切替システム本来の目的から考えれば、新系統で発生するすべての地絡故障に対して R_N が切替らずに高抵抗接地のままで保護することが望ましい。ところが新系統で微地絡故障が発生した場合は、地絡継電器 (DGH) の動作が不安定になるため、 R_N 切替装置が動作する場合がある。 R_N が切替ってももともと微地絡故障であるため地絡電流はほとんど増加せず何ら問題はない。

そこで DGH による地絡故障の正常検出しゃ断範囲は 10% ($R_N 500 \Omega$ のとき $R_g \approx 5 k\Omega$) までとし DGH の検出感度 5% ($R_N 500 \Omega$ のとき $R_g \approx 10 k\Omega$) から 10% までの微地絡故障については、故障継続中に R_N が 40Ω に切替っても止むを得ないものとする。

ただ微地絡故障時に R_N が切替った場合には、 V_0 が激減するため R_N 切替装置が直ちに切戻り、その後無意味に何回もボンピング動作を行って微地絡故障を継続するおそれがある。

この対策として、 R_N 切替装置が「入」「切」各 1 回動作し、なお一定時限 V_0 が継続している場合には、 R_N 切替装置を高抵抗に固定するとともに、パンクトリップを行

うようなシーケンスを付加することが必要である。

(b) 22kV-低圧混触対策

上記問題点のうち②、③、④は、新系統故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れるケースであるが、流れて困るのは新系統故障点が22kV-低圧混触状態になっているときである。特に②のように旧系統地絡故障が先行し、 R_N 切替前後に新系統において22kV-低圧混触故障が発生した場合には、混触故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れ低圧線電位が異常上昇することになる。また③のようなケーブル故障とか④における新系統故障が混触以外の一般的な地絡故障である場合には、故障点に $R_N 40 \Omega$ に基く地絡電流が流れても22kV-低圧混触ほどの支障はないが誘導障害等をひきおこすおそれがある。そこでこれらの対策をも含めた多重事故時における22kV-低圧混触対策として新系統に一定値以上の零相電流（許容値75 A）が流れた場合には、当該回線を直ちに優先して断するようにすれば低圧線電位上昇はごく短時間に局限されることになる。

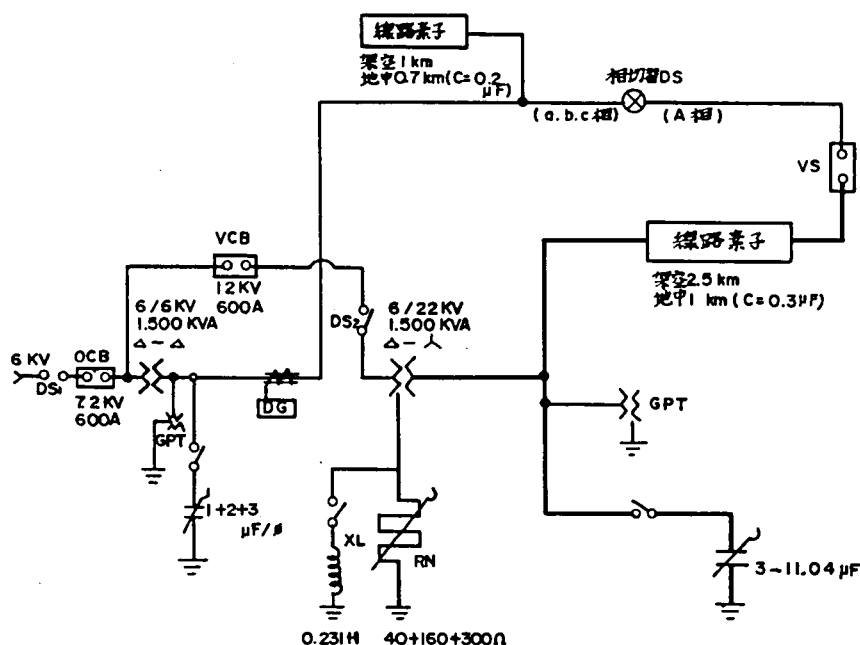
R_N 切替システムの実用化をすすめるに当り、その利点を考えれば極めて発生確率の低い故障に対するこの程度の「割切り」は止むを得ないと考えられる。

(c) タイマー故障対策

タイマー故障は継電器の信頼度に関するものであるが、今回供試装置のように2ケのタイマーをAND回路で使用すればその信頼度は実用上十分と考えられる。

なお64Vについても、DG用のものとOR回路で用いることによりその信頼度の向上は可能であろう。

〔付録 1 - 2〕 22kV-6.6kV 混触時様相の実験回路



〔付録 1 - 3〕 22kV-6.6kV 混触時の 地絡リレー保護範囲の計算と実験

22kV-6.6kV 混触事故の場合、6.6kV 側の零相電圧は高く、6.6kV 側の地絡過電圧継電器 (OVG) および地絡方向継電器 (DG) は正動作することが予測されるが、22kV 側の故障回線がしゃ断されないと事故は永続してしまうことになる。したがって混触事故時の 22kV 側地絡継電器の動作状況を検討しておく必要がある。

これにつき計算と実験とにより検討した結果を以下に述べる。

1-3-1 計算結果

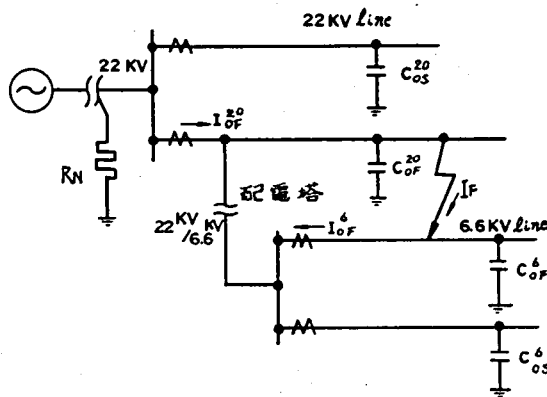
混触時の22kV側の零相電圧 V_0^{20} は

$$V_0^{20} = \frac{I_F}{Y_0^{20}} = \frac{Y_0^6}{Y_0^{20} + Y_0^6} E_X \dots\dots\dots (1)$$

であり、又22kV側故障回線の零相電流 I_{0F}^{20} は付1.3.1図から

$$\begin{aligned} I_{0F}^{20} &= I_F - j 3 \omega C_{0F}^{20} V_0^{20} \\ &= \left\{ \frac{1}{R_N^{20}} + j 3 \omega (C_0^{20} - C_{0F}^{20}) \right\} V_0^{20} \dots\dots\dots (2) \end{aligned}$$

ここに I_F : 22kV-6.6kV混触時に流れる電流



付1.3.1図 22kV線路と6.6kV線路の混触状態

$Y_0^{20} \ Y_0^6$: 22kVおよび6.6kV側の零相アドミッタンス

$E_X = E_{20} - E_6$

E_{20} 、 E_6 : 22kVおよび6.6kV側の混触点の相電圧

C_0^{20} : 22kV側全対地静電容量

C_{0F}^{20} : 22kV側故障回線対地静電容量

ここで $Y_0^6 = 0$ であれば $V_0^{20} = 0$ であるから $I_{0F}^{20} = 0$ であり地絡継電器は不動作である。したがって Y_0^6 すなわち6.6kV側の対地静電容量の大きさによって混触事故時のOVGあるいはDG動作の限界がある。

(2)式における V_0^{20} と I_{0F}^{20} の関係は1線地絡時の場合と全く同様であるが混触時の

V_0^{20} と I_{0F}^{20} の継電器に対する位相角は必ず正動作の関係にある。 I_{0F}^{20} の絶対値は $C_{0F}^{20} = C_0^{20}$ のとき最小で $I_{0F}^{20} \min = V_0^{20} / R_N^{20}$ 、 $C_{0F}^{20} = 0$ のとき最大で $I_{0F}^{20} \max = V_0^{20} (1 / R_N^{20} + j 3 \omega C_0^{20})$ である。計算結果の 1 例を付 1.3.1 表に示す。

これから V_0^{20} および I_F とともに A-a 混触の場合が小さく、A-a 混触において継電器の動作範囲内の電圧、電流であれば A-b、あるいは A-c 混触では当然動作範囲に入るから A-a 混触に着目すればよい。

電圧、電流の相差角は結果からも明らかなごとく混触様相の組合せおよび C_0^6 の如何によらず一定であり、付 1.3.1 表は $C_{0F}^{20} = 0$ としたときの最大位相角であり、必ず動作領域内にある。 C_0^{20} が大きくなれば位相角も大きくなるが $R_N^{20} = 500 \Omega$ 、 $C_0^{20} = 5 \mu F$ において $\theta^{20} = 67^\circ$ である。

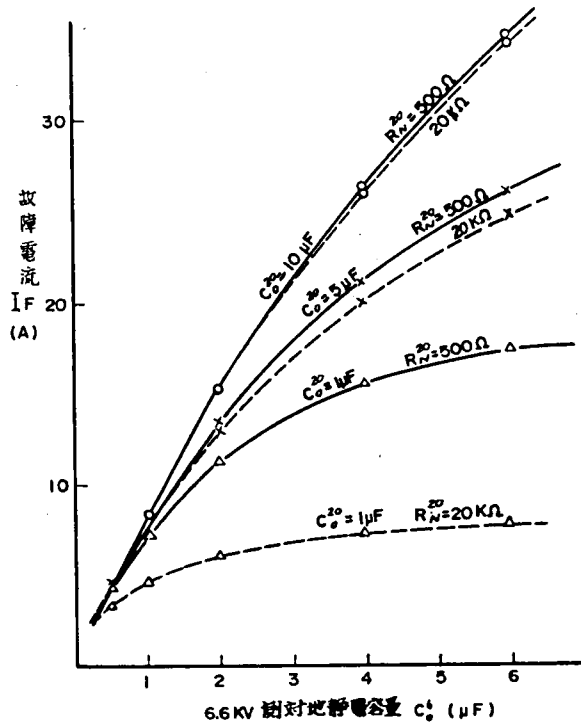
付 1.3.1 表 混触時の 22kV 側零相電圧と故障電流

[$C_0^{20} = 1 \mu F$, $R_N^6 = 6 k\Omega$]

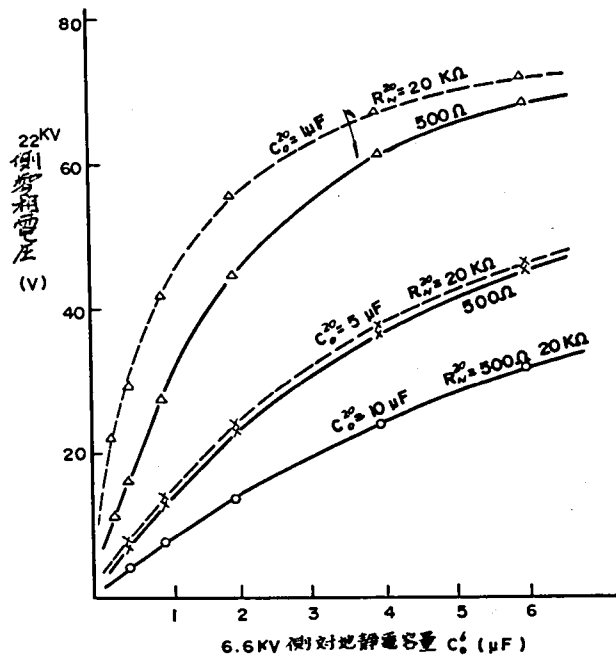
$R_N^{20} (\Omega)$	$C_0^6 (\mu F)$	A - a			A - b			A - c		
		$V_0 (V)$	$I_F (A)$	Angle	$V_0 (V)$	$I_F (A)$	Angle	$V_0 (V)$	$I_F (A)$	Angle
250	0.5	19.4	4.5	13.3	15.9	7.5	13.3	13.0	6.2	13.3
"	2.0	31.3	14.8	13.3	52.5	24.9	13.3	43.2	20.5	13.3
500	0.5	16.0	4.1	25.2	26.9	6.9	25.2	22.2	5.7	25.2
"	2.0	43.0	11.3	25.2	74.2	18.9	25.2	60.9	15.6	25.2
1,000	0.5	22.6	3.6	43.3	38.0	6.0	43.3	31.2	5.0	43.3
"	2.0	51.4	8.2	43.3	86.4	13.7	43.3	71.0	11.3	43.3
20,000	0.5	29.0	3.2	86.9	48.8	5.3	86.9	40.1	4.4	86.9
"	2.0	55.5	6.0	86.9	92.6	10.1	86.9	76.6	8.3	86.9

(注) V_0 は 110 V 定格、位相角は電流が進み

いま $V_0 = 10 V$ (110 V 定格)、 $I_0 = 1.5 A$ (一次側) を継電器の最小動作電圧電流とすれば混触時の零相電流は付 1.3.2 図に示すように 1000 Ω 以下の抵抗接地系においては必ず動作範囲内の電流が流れるから、地絡方向継電器の動作は零相電圧に着目すればよい。付 1.3.3 図は A-a 混触における 6.6kV 側の対地静電容量と 22kV



付 1.3.2 図 A-a 相混触時の故障電流



付 1.3.3 図 A-a 相混触時の 22kV 零相電圧

側零相電圧の関係を示したものである。これから C_0^{20} の小さいときは R_N^{20} の大きいほど零相電圧は高く C_0^{20} が大きくなると R_N^{20} には無関係である。また C_0^6 にはほぼ比例して高くなるといえる。

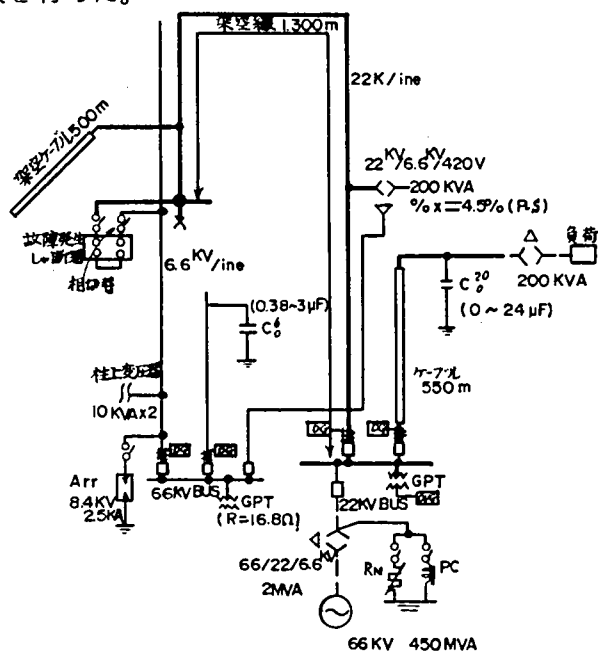
いま同相混触時に $V_0^{20} = 10 \text{ V}$ を発生する C_0^6 を求めると付1.3.2表のようになる。
 C_0^6 が同表の値より大きければ22kV側のDGあるいはOVGは正動作する。

付1.3.2表 22kV側地絡継電器の動作する
 限界の6.6kV側対地静電容量

22kV側対地静電容量(μF)	22kV側中性点抵抗(Ω)		
	250	500	1,000
0.5	0.52	0.23	0.05
1.0	0.53	0.27	0.10
2.0	0.60	0.36	0.26
5.0	0.88	0.72	0.68

1-3-2. 実験結果

付1.3.4図に示す系統により、22kV側地絡保護継電器の動作状況の検証と電圧、電流値の計算値との比較を行った。



付1.3.4図 実験系統

供試機器および実験条件は次のとおりである。

(a) 22kV用地絡方向継電器

形 式 : TDG7D-BS1 (トランジスタ形)

定格零相電圧 : 110 V

最大感度位相角 : $20^{\circ} \sim 60^{\circ}$ 進み

最小動作電圧 : 10 V

最小動作電流 : 1.5 A (一次側)

組み合わせ ZCT : 200/1.5 mA

(b) 22kV用地絡過電圧継電器

形 式 : VTG2-QF3 (トランジスタ形)

定格零相電圧 : 110 V

整 定 : 25 % (27.5 V)

(c) 実験の諸条件

R_N^{20} : 210 Ω 、500 Ω 、1000 Ω 、2000 Ω 、非接地

C_0^{20} : 0.6、0.9、2.4 μF

C_0^6 : 0.5、1.5、3.0 μF

混 触 相 : 22kV側 A 相、6.6kV側 a、b、c 相

混 触 点 抵 抗 : 0 Ω

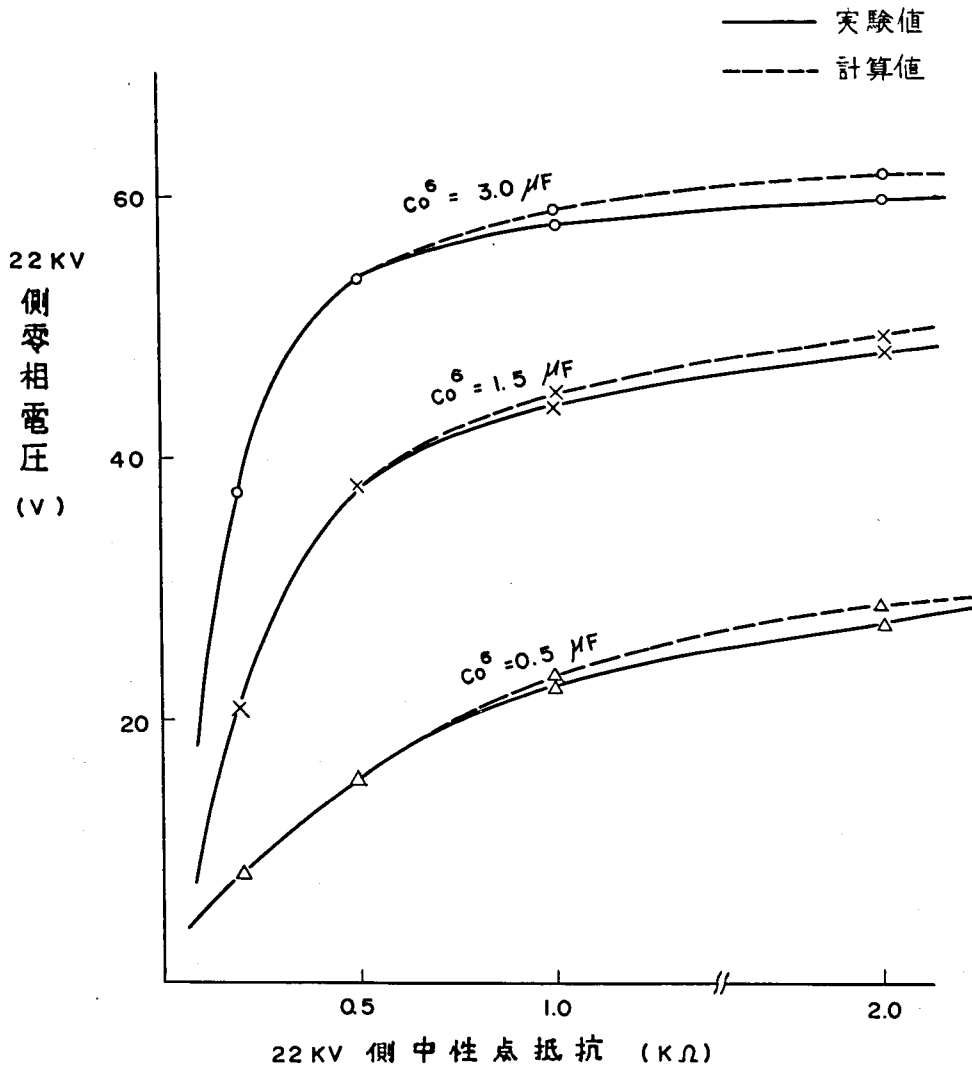
同相混触時の22kV側零相電圧の実験値と計算値の比較を付1.3.5に示す。これから実験値は計算値とほとんど一致する。異相混触の場合は、実験値は計算値を下廻るが同相混触よりもはるかに高いので問題はない。

OVGについては $C_0^6 = 0.5 \mu\text{F}$ では非接地の場合を除き全て不動作であった。非接地では $C_0^{20} = 1 \mu\text{F}$ では正動作、 $C_0^{20} = 2.4 \mu\text{F}$ では不動作であった。

DGについては、抵抗接地系では $R_N^{20} = 210 \Omega$ 、 $C_0^6 = 0.5 \mu\text{F}$ の場合のみ不動作、その他はすべて正動作であった。

これらはすべて予測された結果で不動作の場合は、零相電圧が最小動作電圧に至らぬためであり、付1.3.2表による計算の結果と一致する。したがって混触時の22kV

側地絡継電器の動作については計算によって付 1.3.2 表のごとき限界値を求めておけばよい。



付 1.3.5 図 A-a 相混触時の 22kV 側零相電圧
 ($C_0^{20} = 1.0 \mu F$ 、実験値と計算値の比較)

〔付録 1 - 4 〕 A C 放電器の構成要素

および保護シーケンスの実験回路

1 - 4 - 1. ギ ャ ッ プ

A C 放電器のギ ャ ッ プの性能の必要条件としては

- (a) 再閉路送電にそなえて数回の放電にも耐え得ること。
- (b) A C 放電器としての特性を向上するため衝撃比を大きくすること。
- (c) 配電線路装柱上できるだけコンパクト化をはかること。

であり、これらを満足するものとして直列インダクタンスと補助ギ ャ ッ プを導入することとした。すなわち補助ギ ャ ッ プの作用によって衝撃比をさらに大きくするとともに、商用周波放電時には直列インダクタンスに基く磁束の作用によって電極間アークを移動させることが出来、ひいては全体をコンパクトにまとめることが出来るようにした。付 1.4.1 図はギ ャ ッ プ部分の等価回路である。

図において G_1, G_2, G_3 は主ギ ャ ッ プであり、 C は主ギ ャ ッ プに分担して衝撃電圧を印加させるための静電容量、 L は商用周波電流通電中の主ギ ャ ッ プ間の電弧を移動させるための誘導線輪である。また g_1, g_2, g_3, g_4 は衝撃波放電時に L を保護するための補助ギ ャ ッ プであり、 R は商用周波電圧を分圧するための抵抗である。

商用周波電圧に対しては C_1, C_2 は高インピーダンス、 $R_1, R_2, L_1, L_2, L_3, L_4$ は低インピーダンスとなるので G_1 にはほとんど全電圧がかかる。一方衝撃電圧に対しては相対的に C_1, C_2 は低インピーダンス、 $R_1, R_2, L_1, L_2, L_3, L_4$ は高インピーダンスとなるので全電圧は $g_1, G_1, g_2, G_2, g_3, G_3, g_4$ によって分担され、したがって商用周波放電開始電圧はほとんど G_1 のみによって定まるのに反して衝撃放電開始電圧は各間隙長の合成によって定まることになり、衝撃比を著しく大きくすることが出来る。

商用周波放電時の放電回路は $L_1, G_1, L_2, G_2, L_3, G_3, L_4$ となるが、付 1.4.2 図に示すとおりギ ャ ッ プを介して互いに巻方向を逆にした線輪 L の作用により電極間には電極の中心から放射状に磁束が発生する。商用周波初放電によって電極間に発生したアー

クスポットは磁束の影響を受けフレミングの左手の法則によって円周方向へ移動する力が与えられる。アークが円周方向に回転すればその遠心力によって電極周辺部へひろがる力が加えられる。すなわち電極放電面に発生したアークは電磁力と遠心力の作用によって順次電極外周部へ移動するので、アークが一点に固定する場合に比べて電極の損傷は著しく少なくなる。

$$R_1 = R_2 = 2 \text{ M}\Omega$$

$$L_1 = L_2 = L_3 = L_4 = 40 \text{ T}$$

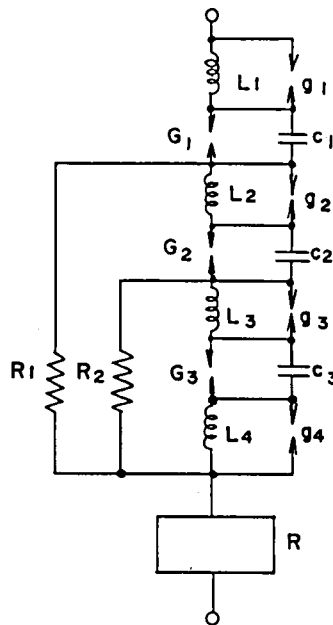
$$C_1 = C_2 = C_3 = 75 \text{ pF}$$

$$G_1 = 4 \text{ mm}$$

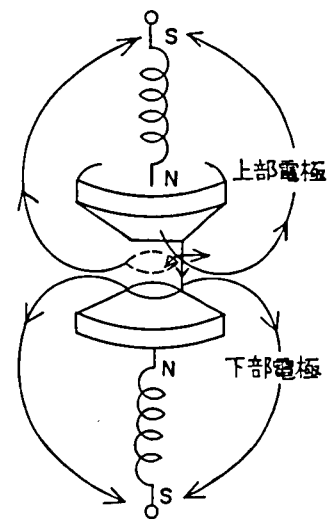
$$G_2 = G_3 = 3 \text{ mm}$$

$$g_1 = g_2 = g_3 = g_4 = 0.9 \text{ mm}$$

$$R = \text{SiC 抵抗体}$$



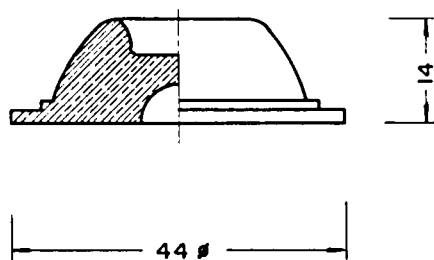
付 1.4.1 図 AC放電器等価回路



付 1.4.2 図 放電時の
アーク駆動

主電極は機能的に放電開始電圧を決定する初放電部分と、商用周波放電を継続する部分とに大別される。電極形状の決定に当っては、これらの面積部分が問題となる。すなわち電極の形状は放電特性を左右し、またアークの移動速度と初放電面積との関係によって初放電部分が著しく損傷を受け放電特性に影響を及ぼす場合も考えられる。付 1.4.3 図に電極の形状を示す。万一初放電が両電極の中央部に発生すると付 1.4.2 図から明らかな通り、\$L\$ による磁束の影響を受けなくなり、アークが固定されてしまうおそれがあるため電極の中央部で放電しないように凹ませている。これらの主電極にセラミック形コンデンサと高圧無誘導形抵抗とを組合せて付 1.4.1 図の回路を構成

し、AC放電器のギャップ部分の働きをするものとしている。



付 1.4.3 図 電 極 形 状

1-4-2 電流制限要素

AC放電器の電流制限要素として理想的な材料を見出すため避雷器の特性要素材料である炭化けい素について種々の試験を行った。炭化けい素は電気炉での結晶生成過程で特別な操作により種々の特性の異なったものが得られ、 E_4 、 E_6 、 E_8 、 E_{15} など²商品名で呼ばれている。又各製品とも #80 ~ #220 まで JIS 粒度に準じて製造されている。

避雷器の特性要素としては E_6 、 E_8 などが最適とされているが、AC放電器のように AC 電流を持続通過する際の特性は異なる。

AC放電器の電流制限要素に対する必要条件としては

- (a) 22 kV-6.6 kV 混触時に AC 放電電流を 22 kV DG 最低検出電流 7.5 A (1 線地絡電流 $7.5 \text{ A} \times 10\%$ 検出感度) 程度に抑制すること。
- (b) 2-3 相同時放電の場合、AC 放電器に重畳される 6.6 kV 回路異相地絡電流を極力制限し、短絡に至らせないこと。
- (c) AC 放電器動作中の端子電圧が 6.6 kV 避雷器の放電開始電圧 (12.6 kV 以上) を超えないこと。
- (d) AC 電流通電による電流制限要素 (抵抗体) の温度上昇は出来るだけ低いこと。などが考えられる。

これらの考え方を基にして付 1.4.1 表に示す供試品につき試験した結果を分類すると付 1.4.2 表のとおりとなる。この分類の基準は前記条件 (制限電流 7.5 A 以上) には

ほ近い電流値に制限したものをBとし、通電電流が大きくひいては熱破壊に至るものをA、電流を制限しすぎ通電電流がごく微小なものをCとしている。したがって理想的な抵抗体は分類Bの中から選定すればよいことがわかる。付1.4.4図の実線曲線は試料№14（直径40mm）の電圧－電流特性を示したものであり、上記の必要条件（12KV、7.5A）を通るように平行移動すれば同図点線曲線となって

$$E = 4000 I^{0.52}$$

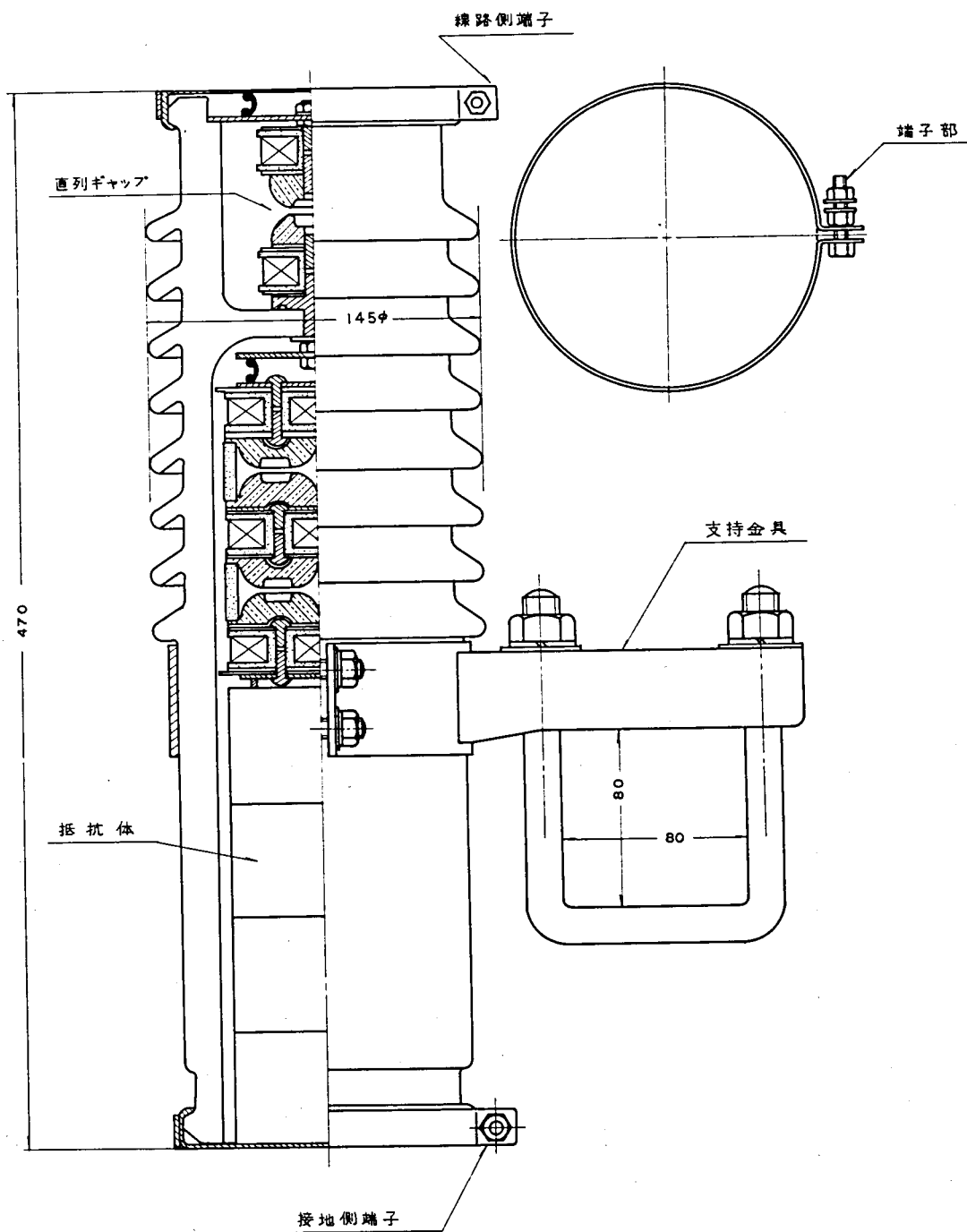
となる。この理想特性に合致させるためには、№14の直径を40mmから若干大きくして抵抗値を下げればよいわけである。実用化している抵抗体は80mmφ×50mm4段積である。付1.4.5図にAC放電器の構造図を示す。

付1.4.1表 供試抵抗体一覧

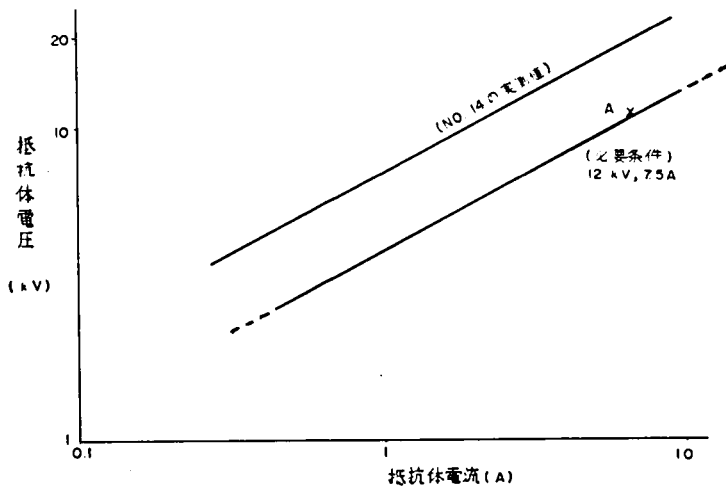
SiC 種別	SiC 粒 度				備 考
	#80	#120	#220	#400	
a	№1	№2	№3		寸法は40φ×50mm 但し※印は 40φ×25mm である。 №1、2……は試料 №を示す。
b	№4	№5	№6		
c	№7	№8 ※№15	№9		
d				№10	
e	№11	№12	№13		
f		№14			

付1.4.2表 供試抵抗体の分類

分類	抵抗値	通電電流	温度上昇	端子電圧	状 況	該当供試品 №
A	小	大	大	小	熱破壊に至る	№1.2.3.4.5.6.7.15.
B	中	中	中	中	電流制限適当	№8.9.14
C	大	小	小	大	電流抑制しすぎる	№10.11.12.13



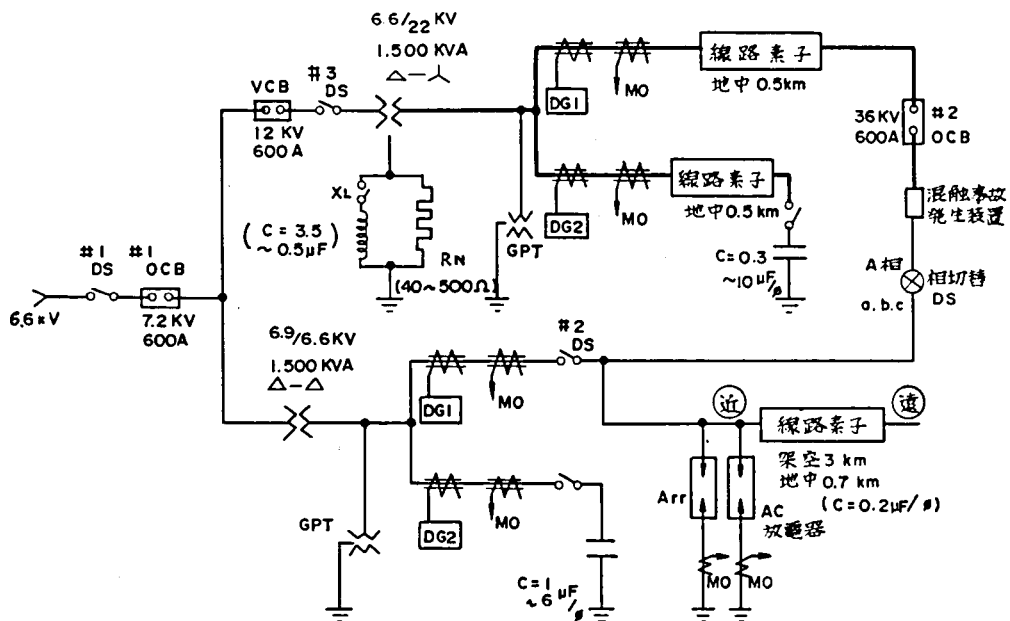
付 1.4.5 図 AC 放電器 構造図



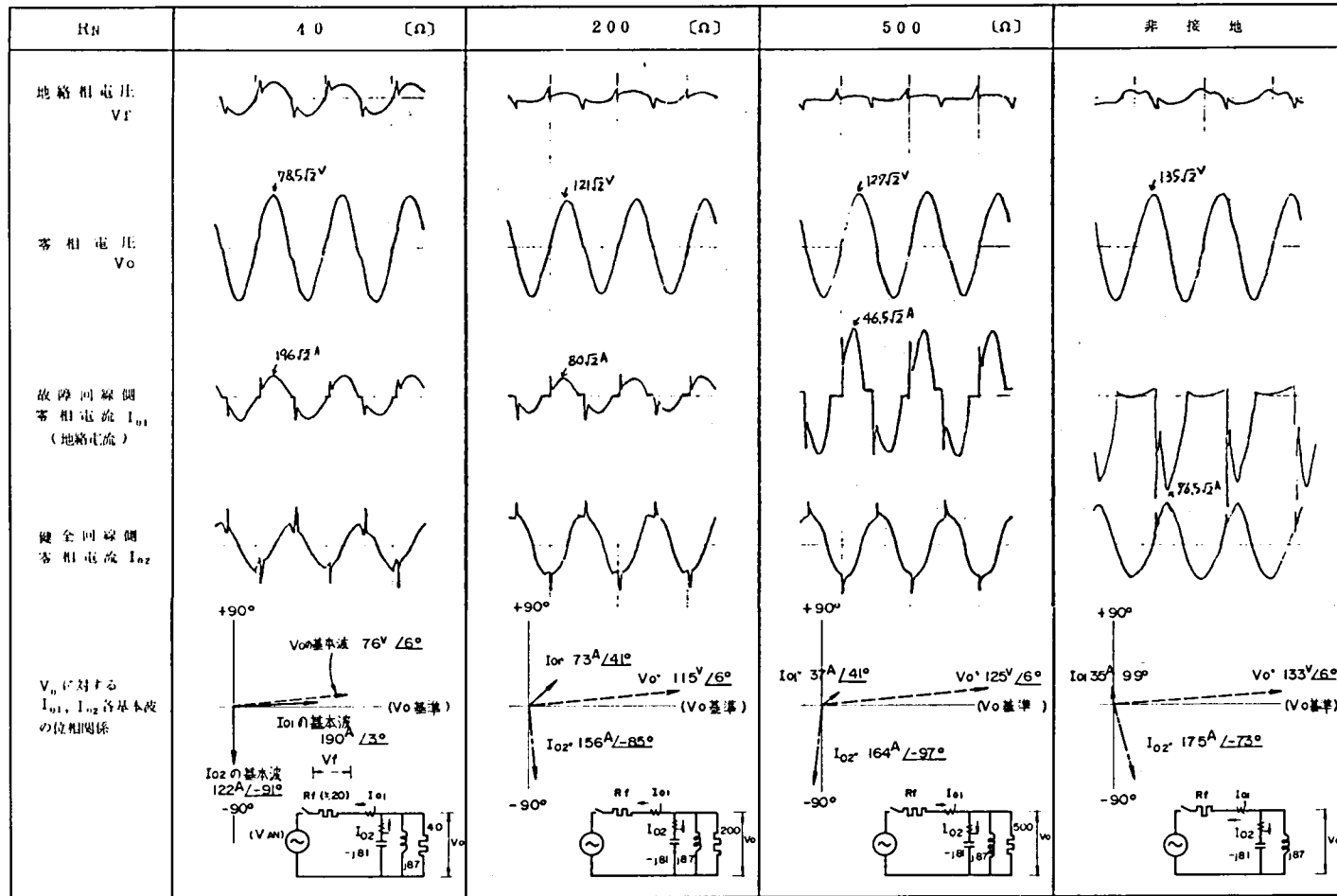
付 1. 4. 4 図 抵抗体の電圧－電流特性

1－4－3 保護シーケンスの実験回路

保護シーケンスの実験は付 1. 4. 6 図に示す回路で行った。



付 1. 4. 6 図 実験回路



付 1.5.2 図 中性点抵抗値 R_N に対する波形歪みと各基本波の位相関係
(CV ケーブル、集中 $C = 10 \mu F$ / 相 XL 有)

これらから地絡電流 I_{01} の波形歪みは高抵抗接地になるほど大きくなることがわかる。これは高抵抗になるほど地絡電流が小さくなってその通電時間が短くなるためと考えられる。また各条件における V_0 、 I_0 の基本波の位相関係は付 1.5.2 図に示すとおりで、地絡電流 I_{01} の基本波は、その有効分を占める中性点抵抗値によって零相電圧 V_0 に対する位相が変化している。一方、健全回線側零相電流 I_{02} の基本波は間欠地絡によってその位相は $73^\circ \sim 97^\circ$ 遅れとなっており、 90° 遅れより若干進みとなっているケースが生じている。

(b) 対地静電容量（集中 C）と波形歪み

この関係については X_L の都合で過、不足補償の条件でしか測定出来なかったが、この場合における様相の一例（ $R_N = 500 \Omega$ 、 X_L なしの不足補償）を付 1.5.3 図に示す。

また、地絡電流 I_{01} と健全回線側零相電流 I_{02} にしめる基本波の含有率を付 1.5.2 表に示す。

これから、過、不足補償においては、対地静電容量が大きくなると地絡波形の歪みは小さくなることがわかる。

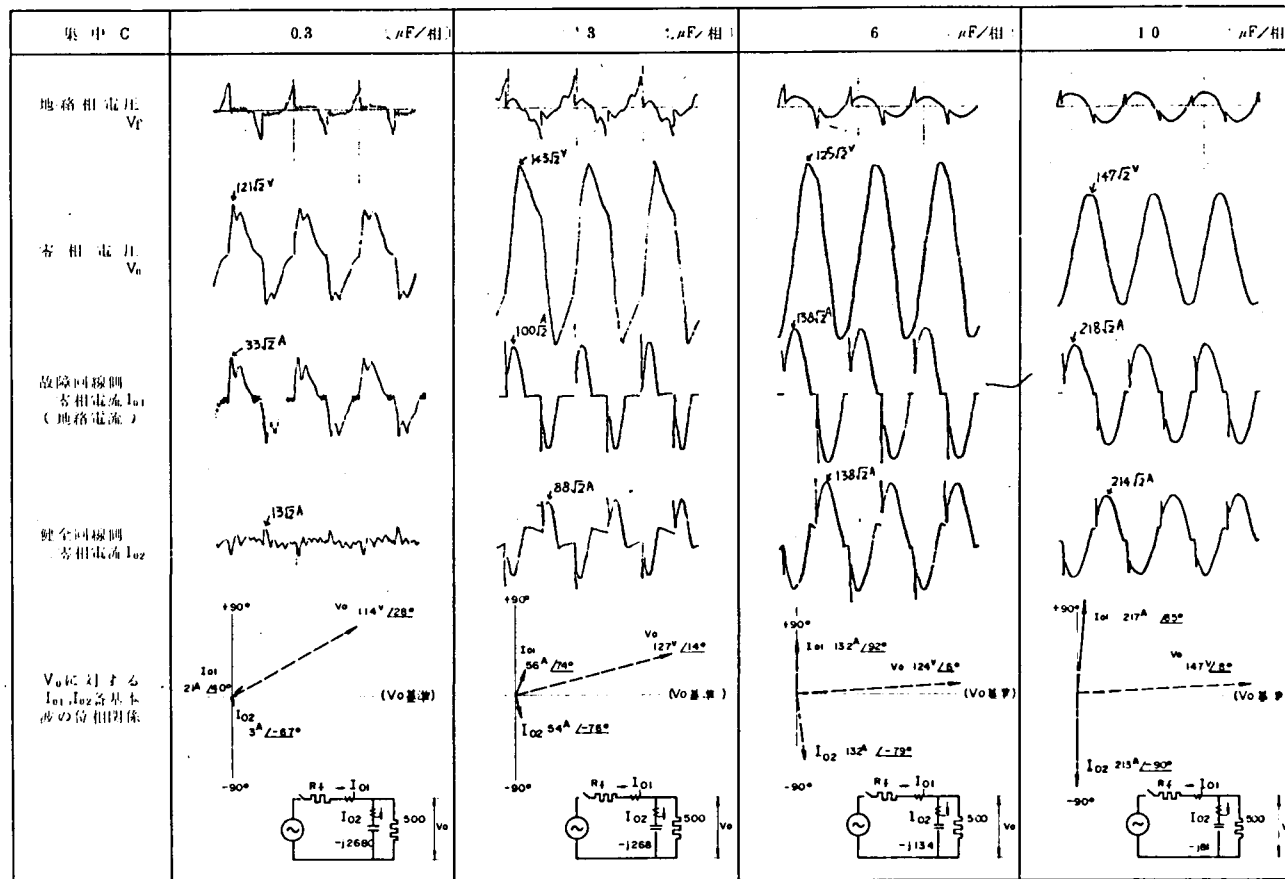
付 1.5.2 表 I_{01} 、 I_{02} に占める基本波の含有率

集中 C (μF /相)	0.3	3	6	10
I_{01} (%)	65.0	56.0	95.5	99.8
I_{02} (%)	23.6	61.7	95.7	99.6

(注) 付 1.5.3 図の電流波形を 16 次調波解析して求めた。

これは過、不足補償のために、対地静電容量が大きくなると閃絡時の地絡電流が大きくなってその通電時間が長くなることと、充、放電の時定数が長くなるためによるものと考えられる。また各条件における V_0 、 I_0 の基本波の位相関係は付 1.5.3 図に示すとおりで、地絡電流 I_{01} の基本波は対地静電容量が大きくなると中性点抵抗値の影響が薄れ、 V_0 に対して 90° 進み位相に移ることがわかる。

一方、健全相零相電流 I_{02} は対地静電容量が大きくなると、間欠地絡の様相が小さくなるので、 V_0 に対して 90° 遅れに移行している。なお対地静電容量が小さい $0.3 \mu F$ /相においては、付 1.5.4 図に示すように若干高周波振動のきざしがみられた。

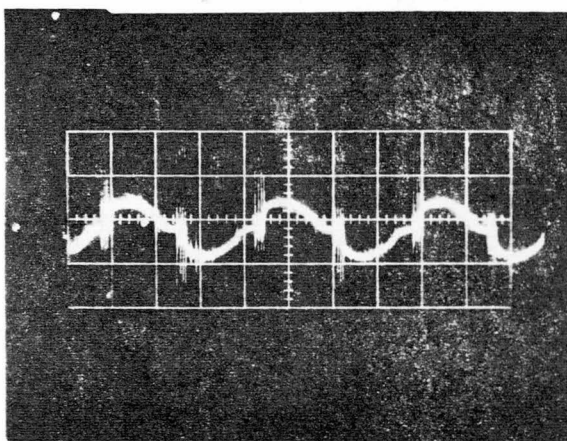


付 1.5.3 図 健全回線側ケーブルの対地静電容量（集中 C）に対する波形歪みと各基本波の位相関係（CVケーブル、 $R_N = 500 \Omega$ 、 X_L なし）

次に全体の対地静電容量が同じ場合における健全側回線の対地静電容量と地絡波形との関係について述べる。

すなわち変電所のフィーダーは一般に多回線であるため総回線の対地静電容量が同じであっても、1回線毎の対地静電容量は異なる。このため健全側1回線の対地静電容量の相違が地絡波形にどのような影響を示すかについて検討した。

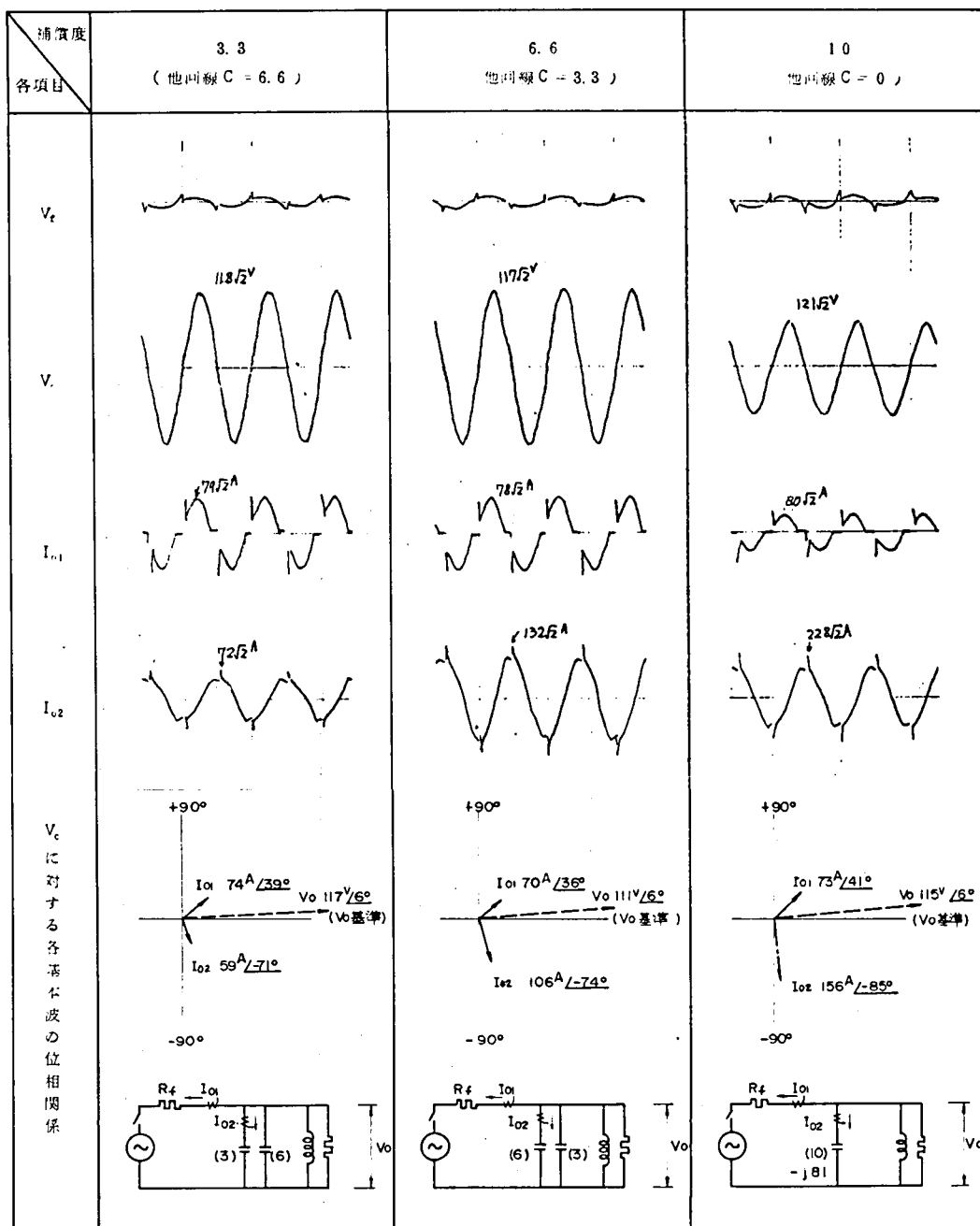
実験では集中Cの一部をブ스에振分けてこれを模擬して行った。この結果は付1.5.5図に示すとおりで、地絡電流の波形はほとんど同じであり、ただ健全側1回線に流れる零相電流 I_{02} の大きさのみが異っているだけである。これは故障点に生じる間欠地絡の波形様相が全体の対地静電容量で定ってしまい、健全側1回線の相違はその回線に流れる零相電流 I_{02} の絶対値のみに影響を与えるものと考えられる。



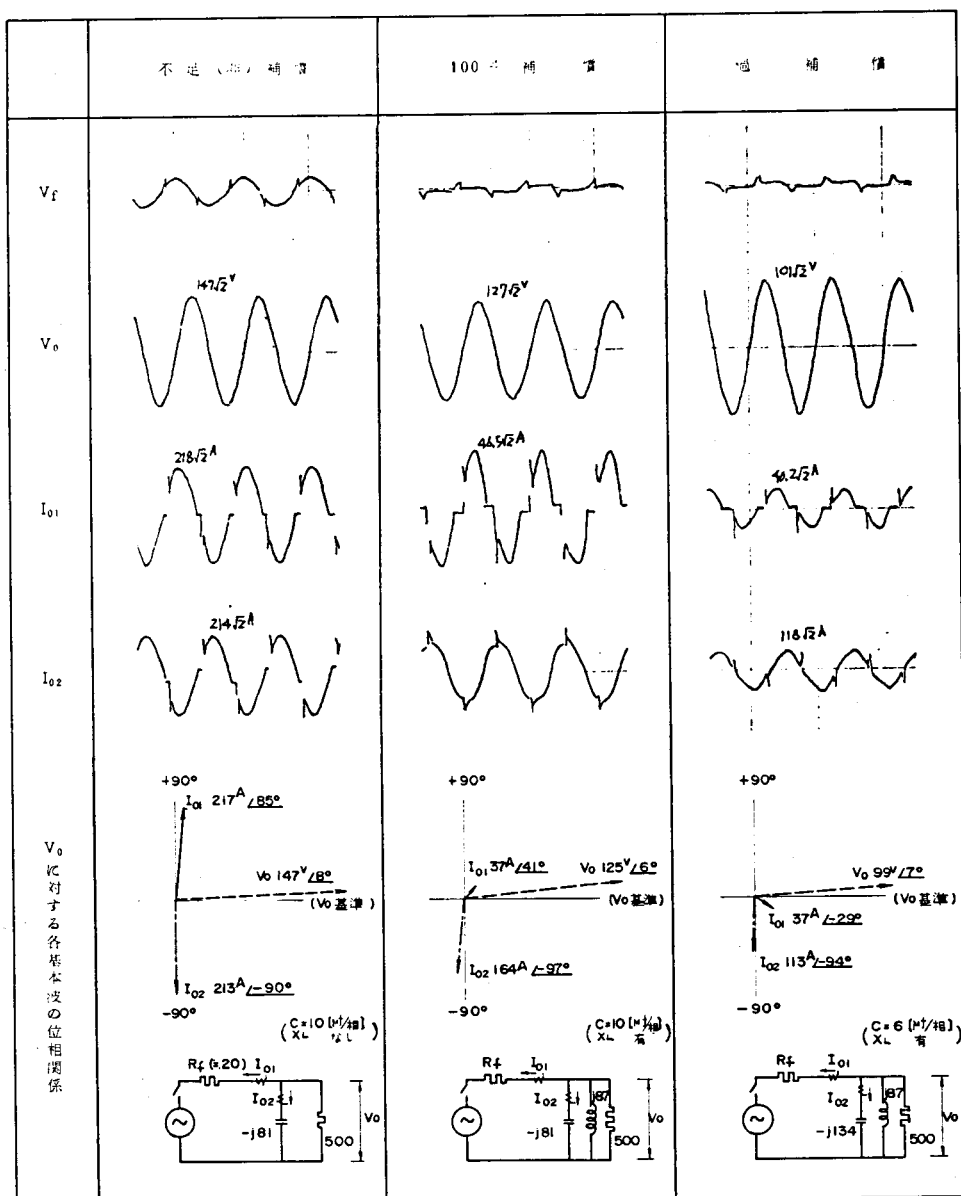
付 1.5.4 図 地絡電流に若干発生している高周波振動
(集中C = $0.3\mu\text{F}/\text{相}$ 、 $R_N=500\Omega$ 、 X_L なし)

(c) 補償度と波形歪み

ケーブルの対地静電容量を補償用リアクトルで補償する場合、系統条件によっては補償用リアクトルの調整巾の関係などで若干、過、不足補償になるおそれがある。この場合の地絡波形の様相を付1.5.6図に示すが、健全回線側零相電流 I_{02} は補償度の違いによって閃絡する位相点が変わるため、その波形の様相が異なることがわかる。これは零相電流 I_{02} と地絡電流 I_{01} との相対位相が補償度によって変化するためと考えられる。



付 1.5.5 図 健全回線のうち当該回線の対地静電容量が異なる場合
に対する地絡波形の様相 ($R_N = 200\ \Omega$, X_L 有)



付 1.5.6 図 補償度と波形歪みとの関係
(CVケーブル、 $R_N = 500\Omega$)

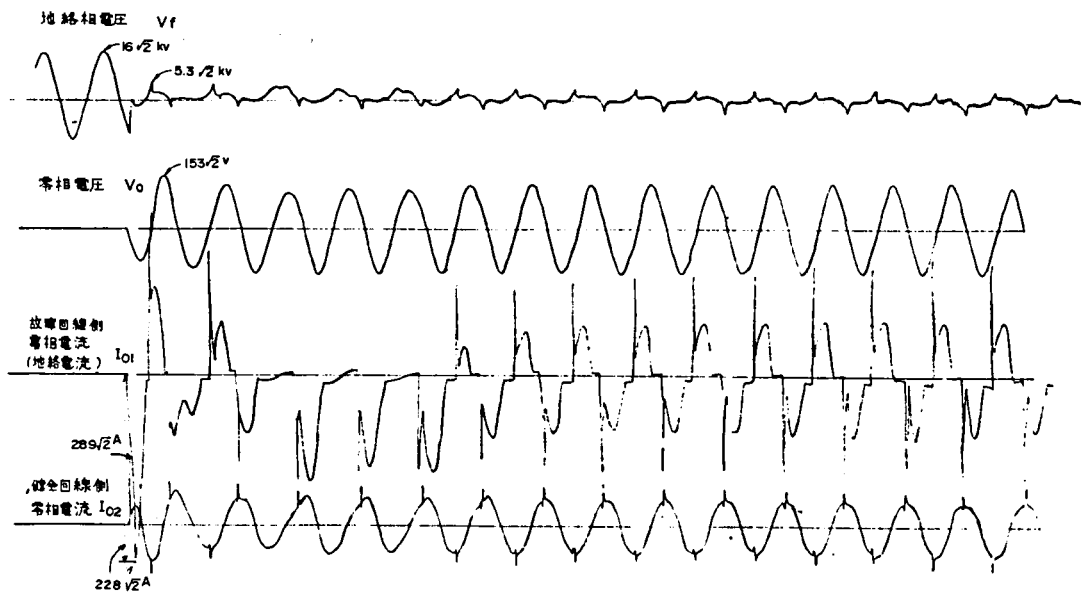
(d) 供試ケーブルの種類と波形歪み

CVケーブルとSLケーブルにおいて、同一条件(R_N 500 Ω 、100%補償時)における地絡波形の様相の1例を付1.5.7図と付1.5.8図に示す。

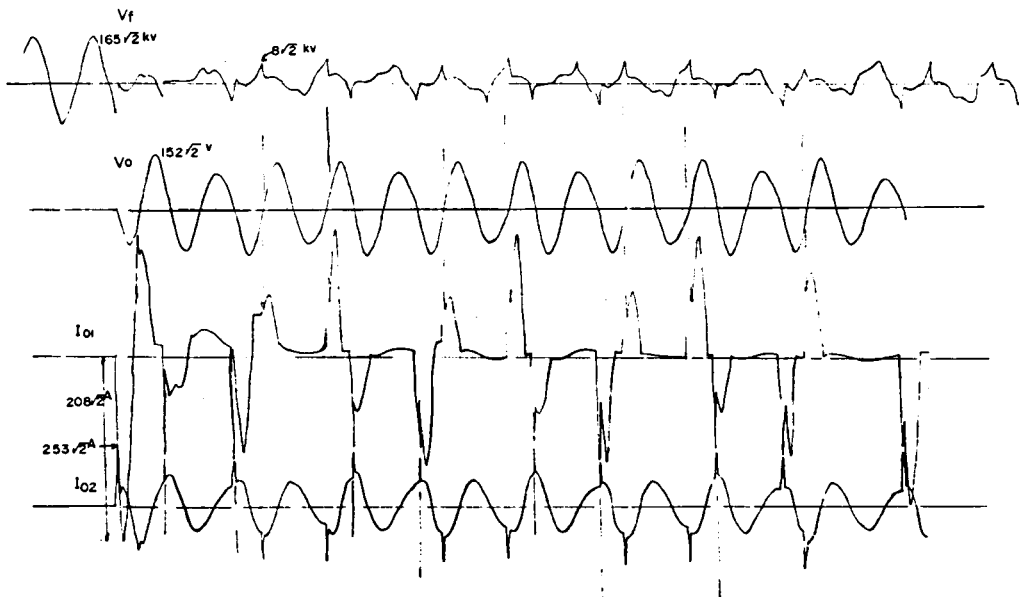
地絡電流 I_{01} について見た場合、CVケーブルの方は故障直後から正負両波波形となるケースが多く、また付1.5.7図のように始め半波波形となる場合でも、時間がたつとともに完全地絡に近い両波波形に移行する傾向が大きい。

一方SLケーブルの場合は付1.5.8図のように間欠的にしか電流が流れないケースが多く、また時間がたつとともにCVケーブルのように完全地絡へ進展しないでその状態がさらに進行する傾向が大きい。

これらの様相は、SLケーブルの方がCVケーブルに比べて、油の消弧作用の影響でアーク電流が消弧するため波形歪みが大きくなることを示している。



付1.5.7図 CVケーブルにおける地絡故障時の様相
(集中 $C = 10 \mu F$ /相、 $R_N = 500 \Omega$ 、 X_L 有)



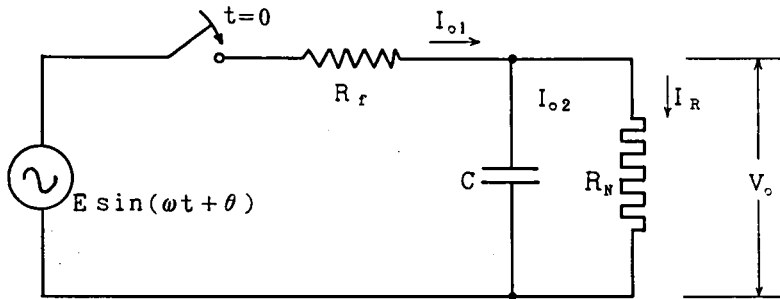
付 1.5.8 図 SL ケーブルにおける地絡故障時の様相
 (集中 $C = 10 \mu\text{F}/\text{相}$, $R_N = 500 \Omega$, X_L 有)

1-5-2 計算結果

非補償 100% 補償の 2 つのケースについて、それぞれ等価回路から計算により

V_o 、 I_o 、 I_{o2} を求めた。

(a) 非補償のとき



$$C = 3 \times 10^{-5} (\text{F})$$

$$R_f = 20 (\Omega)$$

$$R_N = 500 (\Omega)$$

$$R_f \left(C \frac{dV_o}{dt} + \frac{V_o}{R_N} \right) + V_o = E \sin(\omega t + \theta)$$

$$\frac{dV_o}{dt} + \frac{1}{CR_f} \left(1 + \frac{R_f}{R_N} \right) V_o = \frac{E}{CR_f} \sin(\omega t + \theta)$$

したがって

$$V_o = PE \{ \sin(\omega t + \theta - \varphi) + Ae^{-\alpha t} \}$$

但し

$$P = \frac{1}{\sqrt{\left(1 + \frac{R_f}{R_N} \right)^2 + \omega^2 C^2 R_f^2}}$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{\omega C R_f}{1 + \frac{R_f}{R_N}} \right)$$

$$\alpha = \frac{1}{CR_f} \left(1 + \frac{R_f}{R_N} \right)$$

これより各電流値を求めて

$$I_R = \frac{V_o}{R_N} = PE \left\{ \frac{1}{R_N} \sin(\omega t + \theta - \varphi) + \frac{A}{R_N} e^{-\alpha t} \right\}$$

$$I_{o2} = C \frac{dV_o}{dt} = PE \{ C\omega \cos(\omega t + \theta - \phi) - C\alpha A e^{-\alpha t} \}$$

$$I_{o1} = I_R + I_{o2} = PE \left\{ \frac{1}{R_N} \sin(\omega t + \theta - \phi) + C\omega \cos(\omega t + \theta - \phi) + \left(\frac{1}{R_N} - C\alpha \right) A e^{-\alpha t} \right\}$$

各回路定数を代入して

$$P = 0.928, \phi = \tan^{-1} 0.218 = 12^\circ 20', \alpha = 1735, \omega = 377$$

したがって

$$I_R = 0.002 PE \{ \sin(\omega t + \theta - 12^\circ 20') + A e^{-\alpha t} \}$$

$$I_{o2} = 0.0113 PE \{ \cos(\omega t + \theta - 12^\circ 20') - 4.60 A e^{-\alpha t} \}$$

$$I_{o1} = 0.0115 PE \{ \sin(\omega t + \theta + 67^\circ 30') - 4.34 A e^{-\alpha t} \}$$

$I_{o1} = 0$ のとき SW. OFF とする。また、OFF 時間を 1.30×10^{-3} sec すなわち $28^\circ 10'$ (実験値) とすると、 θ は $t = 0$ のときに I_{o1} の位相が $28^\circ 10'$ になるように選んで $\theta = -39^\circ 20'$ を得る。

SW. OFF 時の $I_{o1} = 0$

$$\therefore \sin(\omega t + 28^\circ 10') + 4.44 A e^{-\alpha t} = 0$$

$$e^{-\alpha t} \simeq 0 \text{ 故}$$

$$\omega t = 151^\circ 50' \quad t = 7.03 \times 10^{-3} \text{ sec} = t_1 \text{ とする。}$$

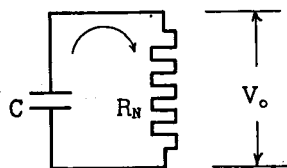
この時の電圧を V_1 とすると

$$V_1 = PE \sin 100^\circ 10'$$

SW. OFF 後この回路は右図の放電回路を形成して

$$V_o = V_1 e^{-\beta(t-t_1)}$$

$$\text{但し } \beta = \frac{1}{CR_N} = 66.7$$



SW. ON 時の残留電圧 V_2 を求めると、 $t - t_1 = 1.3 \times 10^{-3}$ を代入して

$$V_2 = PE \sin 100^\circ 10' \exp(-66.7 \times 1.3 \times 10^{-3}) = 0.905 PE$$

したがって SW. ON 時の電流 I_{o1} は

$$0.0115 PE (\sin 28^\circ 10' - 4.34 A) = \frac{-E \sin 140^\circ 40' + V_2}{20}$$

これより、 $A = -0.114$ を得る。

この値を代入して、

$0 \leq \omega t < 151^\circ 50'$ のとき、

$$V_o = PE \{ \sin (\omega t - 51^\circ 40') - 0.114 e^{-\alpha t} \}$$

$$I_{o1} = 0.0115 PE \{ \sin (\omega t + 28^\circ 10') + 0.495 e^{-\alpha t} \}$$

$$I_{o2} = 0.0113 PE \{ \cos (\omega t - 51^\circ 40') + 0.524 e^{-\alpha t} \}$$

$151^\circ 50' \leq \omega t < 180^\circ$ のとき

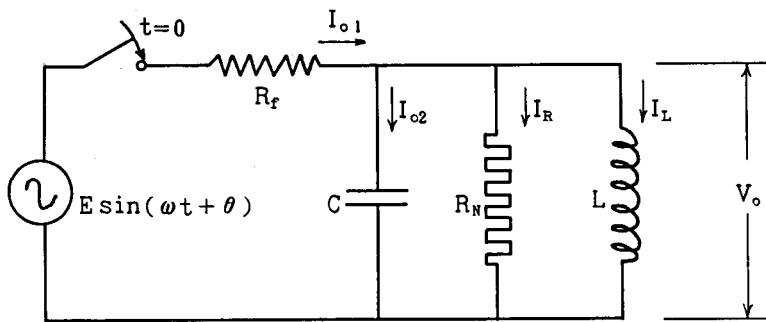
$$V_o = 0.984 PE e^{-\beta (t-t_1)}$$

$$I_{o1} = 0$$

$$I_{o2} = -1.97 \times 10^{-3} PE e^{-\beta (t-t_1)}$$

但し $P = 0.928$ $\alpha = 1735$ 、 $\beta = 66.7$ 、 $t_1 = 7.03 \times 10^{-3}$

(b) 100%補償のとき



$$C = 3 \times 10^{-5} (F)$$

$$L = 0.231 (H)$$

$$R_f = 20 (\Omega)$$

$$R_N = 500 (\Omega)$$

$$R_f \left(C \frac{dV_o}{dt} + \frac{V_o}{R_N} + \frac{1}{L} \int V_o dt \right) + V_o = E \sin (\omega t + \theta)$$

$$\frac{d^2 V_o}{dt^2} + \left(\frac{1}{CR_f} + \frac{1}{CR_N} \right) \frac{dV_o}{dt} + \frac{1}{CL} V_o = \frac{\omega E}{CR_f} \cos (\omega t + \theta)$$

ここで、

$$\left(\frac{1}{CR_f} + \frac{1}{CR_N} \right)^2 - \frac{4}{CL} = 2.43 \times 10^7 > 0 \text{ 故}$$

Over damping である。したがって

$$V_o = PE \{ \sin(\omega t + \theta - \varphi) + Ae^{-\alpha_1 t} + Be^{-\alpha_2 t} \}$$

で表わされる。

但し、

$$P = \frac{\omega}{CR_f} \cdot \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{R_f + R_N}{CR_f R_N} \right)^2 \omega^2 + \left(\omega^2 - \frac{1}{LC} \right)^2}} = 0.961$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{\omega^2 - \frac{1}{LC}}{\frac{R_f + R_N}{CR_f R_N} \cdot \omega} \right) = \tan^{-1} 0.00332 \simeq 0$$

$$\alpha_1 = 1645.5, \alpha_2 = 87.5$$

各電流値を求めると

$$I_{o2} = PE \{ C\omega \cos(\omega t + \theta - \varphi) - C\alpha_1 Ae^{-\alpha_1 t} - C\alpha_2 Be^{-\alpha_2 t} \}$$

$$I_{o1} = PE \left\{ \frac{1}{R_N} \sin(\omega t + \theta - \varphi) + \left(C\omega - \frac{1}{L\omega} \right) \cos(\omega t + \theta - \varphi) \right. \\ \left. + \left(\frac{1}{R_N} - C\alpha_1 - \frac{1}{L\alpha_1} \right) Ae^{-\alpha_1 t} + \left(\frac{1}{R_N} - C\alpha_2 - \frac{1}{L\alpha_2} \right) Be^{-\alpha_2 t} \right\}$$

数値を代入して、

$$I_{o2} = 0.0113 PE \{ \cos(\omega t + \theta) - 4.36 Ae^{-\alpha_1 t} - 0.232 Be^{-\alpha_2 t} \}$$

$$I_{o1} = 0.00217 PE \{ \sin(\omega t + \theta - 5^\circ 10') - 23 Ae^{-\alpha_1 t} - 23.1 Be^{-\alpha_2 t} \}$$

$I_{o1} = 0$ のとき SW. OFF されるとし、OFF 期間を $28^\circ 10'$ とすると、

$t = 0$ で、 I_{o1} の位相が $28^\circ 10'$ になるように θ を決めて、

$$\theta = 33^\circ 20' \text{ を得る。}$$

実験結果より発振点付近を除いて各電流電圧は正弦波に近い形をしていることから、減衰時定数の小さい項の係数 B は無視できる。したがって SW. OFF 時の $V_o = V_1$ とすると

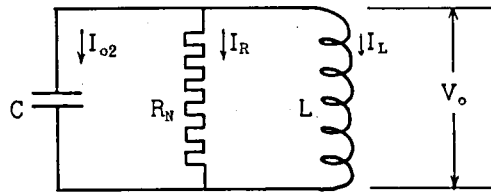
$$V_1 \simeq -\sin 5^\circ 10' \text{ PE} = -0.0901 \text{ PE}$$

$$I_{o2} \simeq 0.0113 \text{ PE} (-\cos 5^\circ 10') = -1.125 \text{ PE}$$

となる。SW. OFF後はRinging回路を形成して、

$$\frac{d^2 V_o}{dt^2} + \frac{1}{CR_N} \frac{dV_o}{dt} + \frac{1}{LC} V_o = 0$$

$$\left(\frac{1}{CR_N} \right)^2 - \frac{4}{LC} = -5.73 \times 10^5 < 0$$



このときの V_o は次のように書ける。

$$V_o = V_1 e^{-\alpha t'} (K_1 \cos \beta t' + K_2 \sin \beta t')$$

但し、 $\alpha = 33.3$ $\beta = 379$ $t' = t - t_1$ $t_1 = \text{SW. OFF時刻}$

また、

$$I_{o2} = C \frac{dV_o}{dt} = CV_1 e^{-\alpha t'} \{ (-\alpha K_1 + \beta K_2) \cos \beta t' - (\alpha K_2 + \beta K_1) \sin \beta t' \}$$

SW. OFF時の前後で V_o 、 I_{o2} の値は不変として、

$$\begin{cases} V_1 K_1 = V_1 \\ CV_1 (-\alpha K_1 + \beta K_2) = 0.01125 \text{ PE} \end{cases}$$

$$\therefore K_1 = 1$$

$$K_2 = 10.9$$

したがって、

$$V_o = V_1 e^{-\alpha t'} (\cos \beta t' + 10.9 \sin \beta t')$$

SW. ON時、 $t' = 1.3 \times 10^{-3} \text{ sec}$ を代入してこの時の $V_o = V_2$ とすると、

$$V_2 = -0.915 V_1 \times (0.8774 + 10.9 \times 0.4797) = -0.503 \text{ PE}$$

いま $t = 0$ でSW. ONとすると、このときの I_{o1} は残留電圧 0.503 PE 電源電圧

$E \sin 33^\circ 20'$ より、

$$0.00217 PE (\sin 28^\circ 10' - 23 A) = \frac{E \sin 33^\circ 20' - 0.503 PE}{20}$$

これより $A = -0.475$

したがってこの値を代入して、

$$0 \leq \omega t < 151^\circ 50'$$

$$V_o = PE \{ \sin(\omega t + 33^\circ 20') - 0.0475 e^{-\alpha_1 t} \}$$

$$I_{o1} = 0.00217 PE \{ \sin(\omega t + 28^\circ 10') + 1.09 e^{-\alpha_1 t} \}$$

$$I_{o2} = 0.0113 PE \{ \cos(\omega t + 33^\circ 20') + 0.207 e^{-\alpha_1 t} \}$$

$$151^\circ 50' \leq \omega t < 180^\circ$$

$$V_o = -0.0901 PE e^{-\alpha(t-t_1)} \{ \cos \beta(t-t_1) + 10.9 \sin \beta(t-t_1) \}$$

$$I_{o1} = 0$$

$$I_{o2} = -1.125 \times 10^{-2} e^{-\alpha(t-t_1)} \{ \cos \beta(t-t_1) - 0.18 \sin \beta(t-t_1) \}$$

但し、 $P = 0.961$ 、 $\alpha_1 = 1645.5$ 、 $\alpha = 33.3$ 、 $\beta = 379$ 、 $t_1 = 7.03 \times 10^{-3} \text{ sec}$

以上(a)(b)により求めた V_o 、 I_{o1} 、 I_{o2} の波形は実験結果とほぼ一致している。

1-5-3 アナログコンピュータによる解析

アナログコンピュータを用いて間欠地絡を模擬し、(1)の実験結果を検討した。

(a) 中性点抵抗 R_N の影響

付 1.5.9 図に示すように、中性点抵抗 R_N が大となるほど地絡電流 I_{o1} は小さくなり波形歪みは大きくなっている。波形は実験結果とよく一致している。実験結果では非接地の場合半波整流波形状となっているのは、間欠地絡発生状況がさらに複雑であるためと思われる。

(b) 対地静電容量の影響

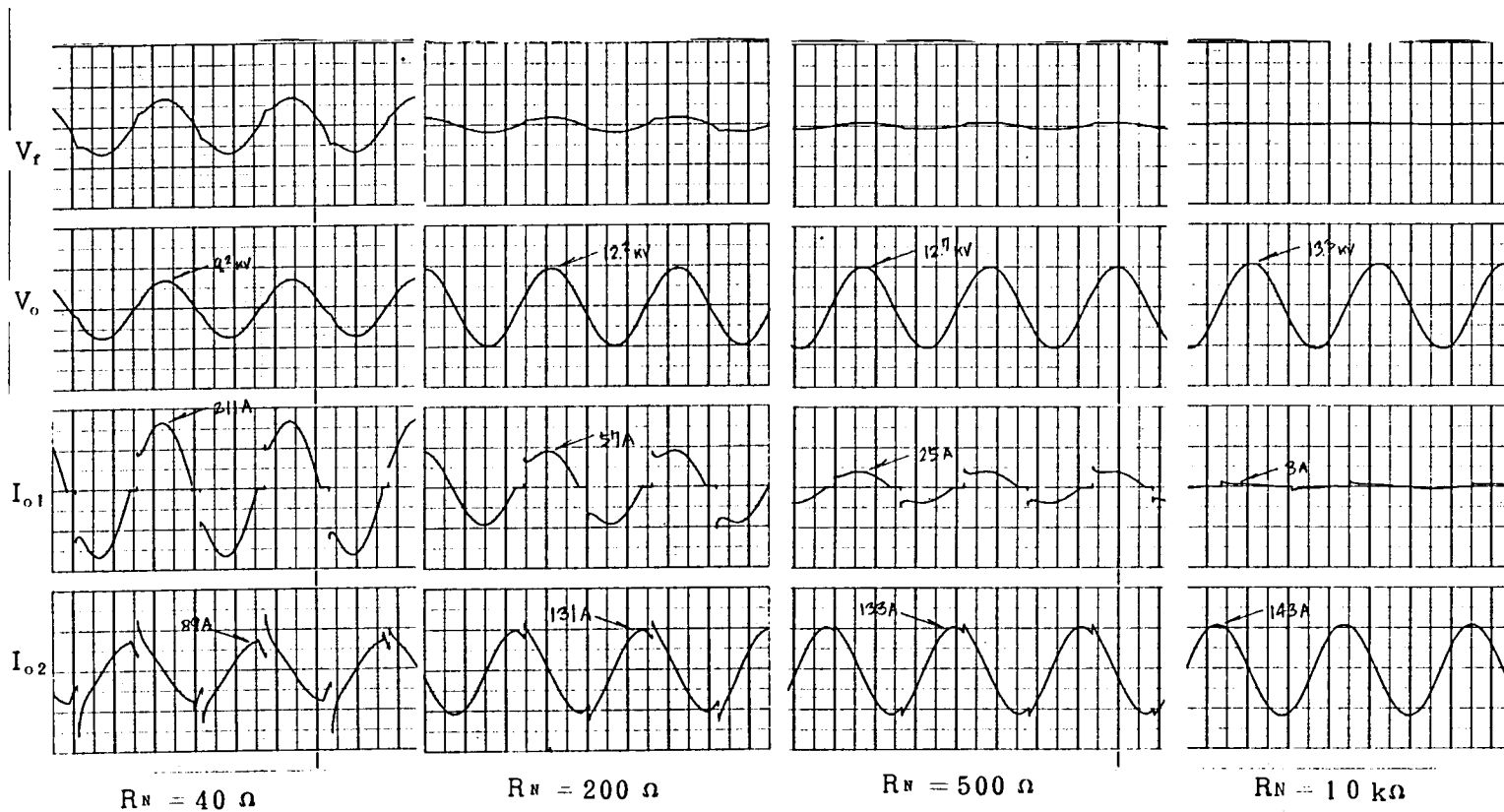
付 1.5.10 図に示すように、対地静電容量が大となる程地絡電流は大となり、波形歪みは小さくなっており実験結果とよく一致している。

(c) 補償用リアクトル N_x の補償度による影響

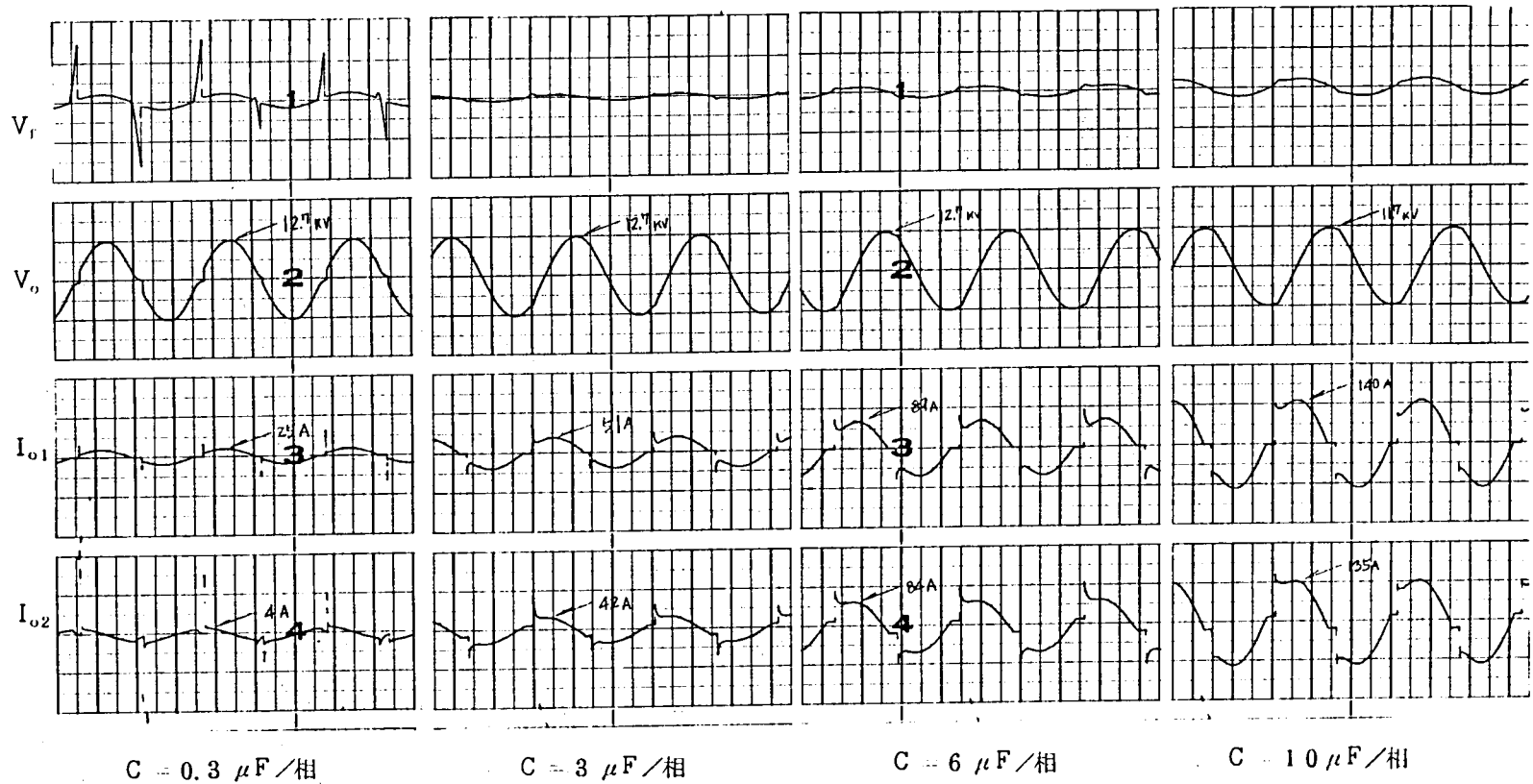
付 1.5.11 図に示すように実験結果とほぼ類似の結果が得られた。補償度により建全回線側零相電流 I_{o2} の地絡電流 I_{o1} に対する位相が変化し、それに伴って針状波形歪みが発生する位相が変化している。

(d) 地絡抵抗 R_f の影響

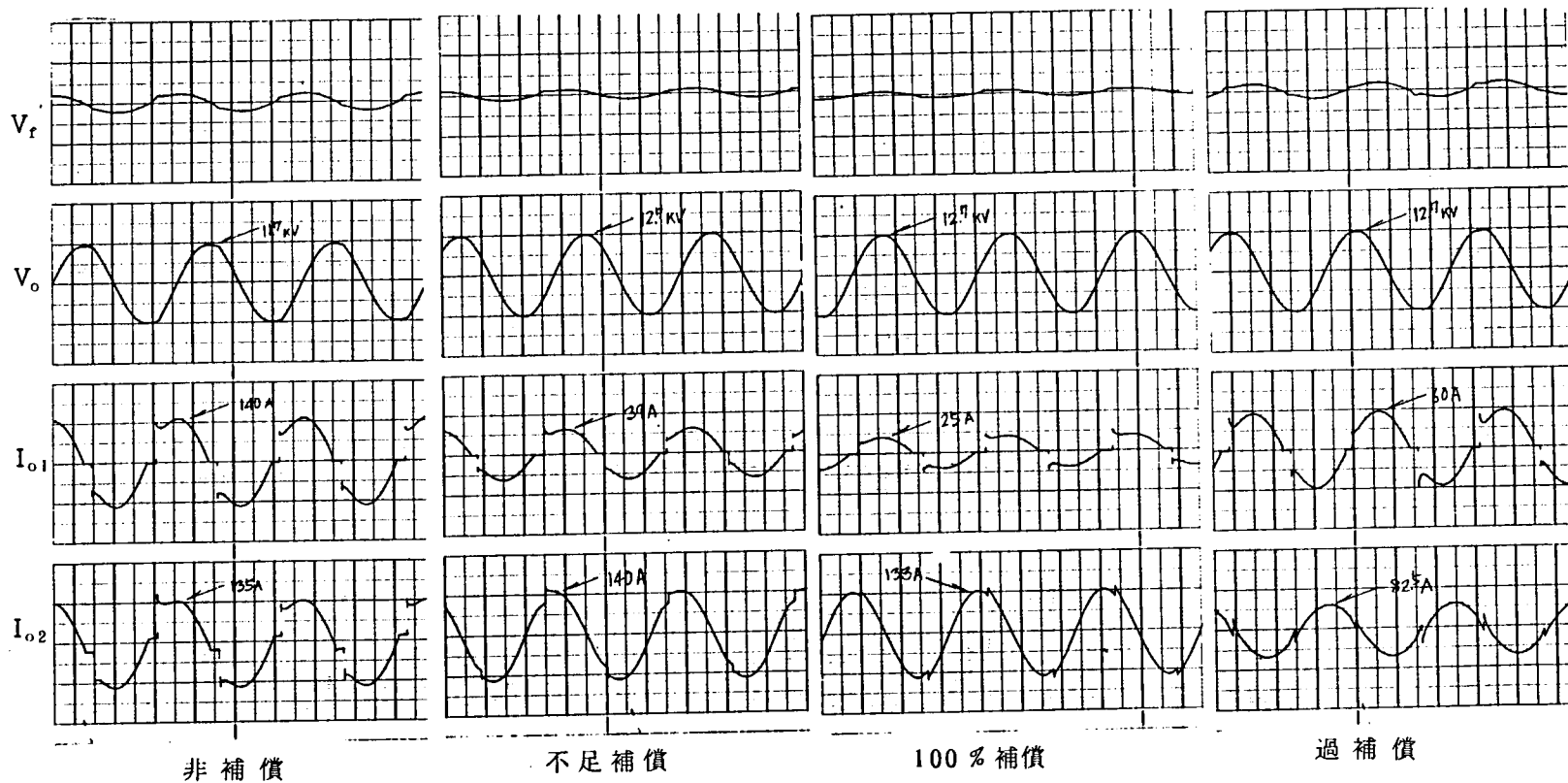
(2)の計算に用いた等価回路では地絡抵抗 R_f を $20\ \Omega$ としたが付 1.5.12 図に見られるように、 R_f が $1\ \Omega$ 程度であれば地絡発弧時の地絡電流の突入電流は非常に大きく針状の波形歪みが I_{o1} 、 I_{o2} とも著しい。また R_f が $1\ \text{K}\ \Omega$ 程度になればこの突入電流は抑制され I_{o2} の波形歪みは小さくなって実験結果とは若干様相を異にする。したがって実験結果の波形より見て、実験時の R_f は $20\ \Omega$ 程度と考えてよいと思われる。



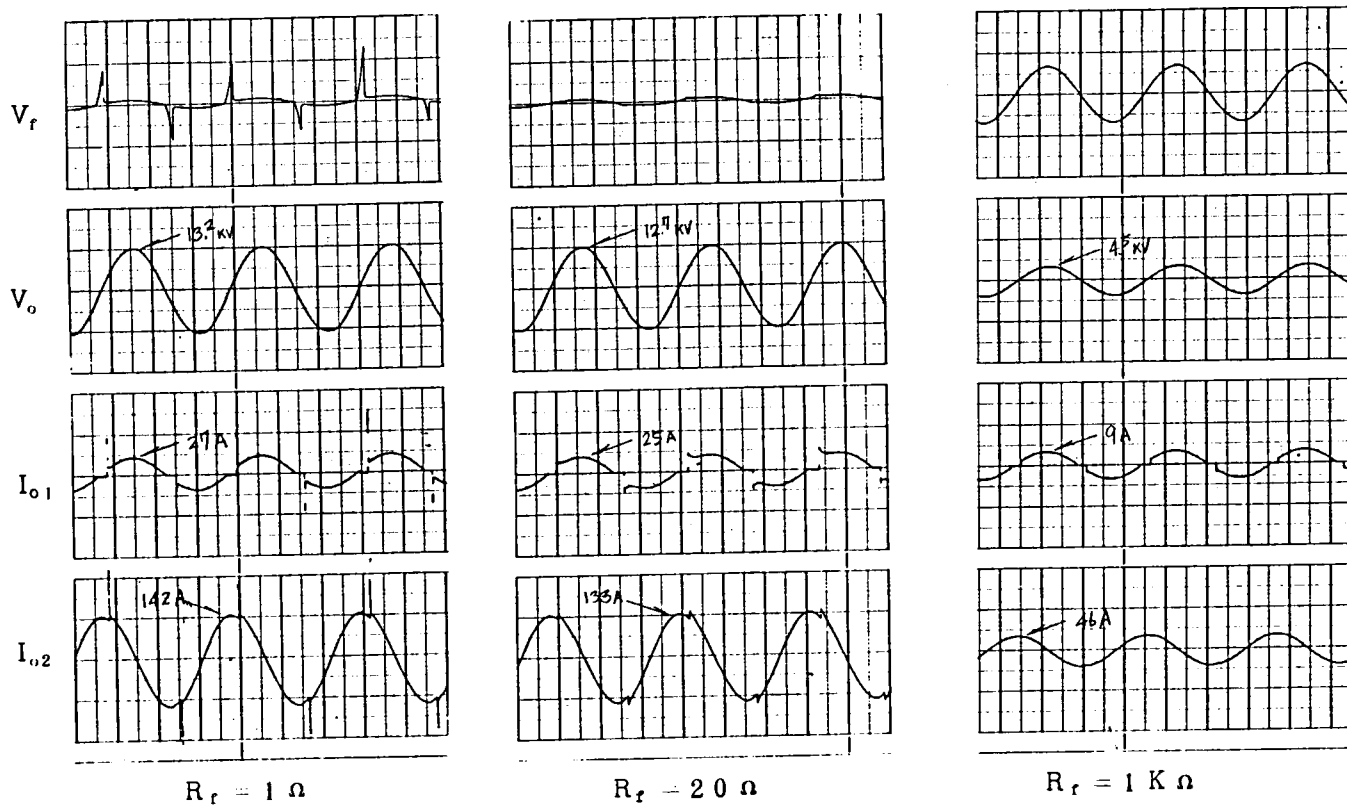
付 1.5.9 図 中性点抵抗 R_N の影響 $\left(C = 10\ \mu F / \text{相} \right)$
100% 補償



付 1.5.10 図 対地静電容量の影響 ($R_N = 500 \Omega$)
非補償



付 1.5.11 図 補償用リアクトルの補償度による影響 ($R_N = 500 \Omega$)



付 1.5.12 図 地絡抵抗 R_f の影響 $\left(\begin{array}{l} R_N = 500\ \Omega \\ C = 10\ \mu\text{F}/\text{相} \\ 100\ \% \text{ 補償} \end{array} \right)$

〔付録 1-6〕高抵抗接地系用地絡方向継電器の 概要およびフィルターのQと応答

1-6-1 開発した継電器の概要

22KV 架空配電線は低圧との混触時における第2種接地の電位上昇を抑えるため中性点を高抵抗接地として1線地絡電流を抑制しておく必要がある。ところが継電器としては、地絡電流が小さくなればそれだけ駆動入力が増少して条件が悪くなるばかりでなく、高抵抗接地系では(付録1-5)に述べたように地絡様相が複雑となり種々の問題を生ずる。

地絡継電器は如何なる地絡様相に対しても確実に動作し高感度、高信頼度であることが必要であり、またコンパクト化をもねらいとして、ZCTとの組合せ、トランジスタ化などとしている。以下その概要について述べる。

(a) 地絡電流波形歪み対策

付1.6.1図のブロックダイアグラムの1例のように零相電流入力回路にフィルターを入れ基本波成分だけを取り出すようにしている。

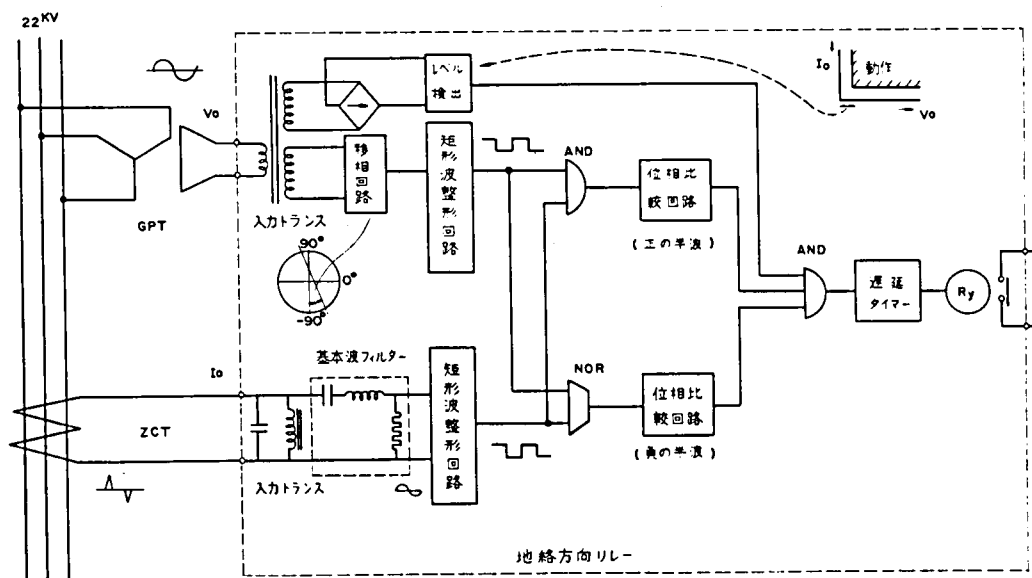
(b) 零相電圧波形歪み対策

零相電圧波形は間欠的地絡時に付1.6.2図(a)に示すように半波整流波形となる場合があり、継電器はこれを矩形波に整形し位相判定を行なうので誤動作するおそれがあるが、これに対しては零相電圧と零相電流の位相比較を正負両半波で行ない誤動作を防止するようにしている。また零相電圧回路にもフィルターを入れてさらに信頼度を高めているものもある。

(c) 零相電流位相シフト対策

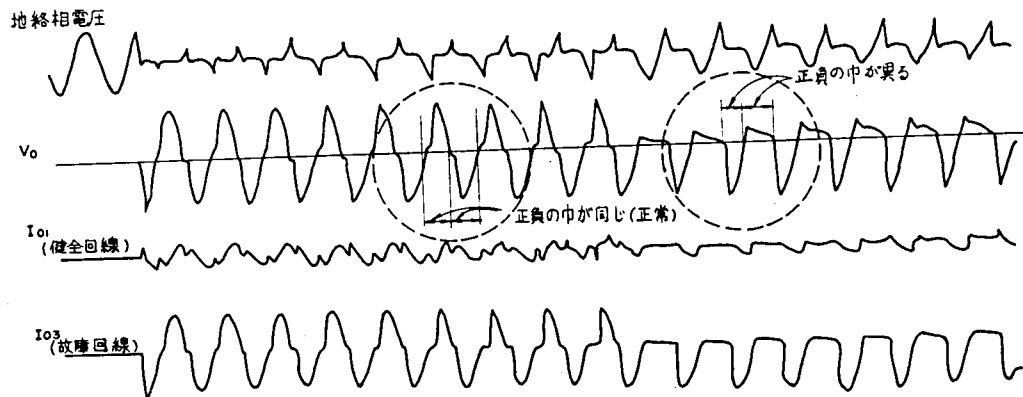
付1.6.3図に示すような零相電流に含まれる高周波振動は高抵抗接地程顕著となるが、このとき付1.6.2図(b)に示すように、この高周波振動に追従出来ず普通 V_0 より 90° おくらしている健全回線側零相電流が見掛上同相となるため継電器の I_0 入力回路の周波数特性がこのオシログラムと同様であれば健全回路誤しや断の恐れがある。この対策としてフィルター回路の周波数応答をよくするとともに、間欠地絡により健全

回線側零相電流が 90° おくれから 10° 前後進む現象の対策として、継電器の位相特性を付 1.6.4 図に示すように 20° 程度進み位相とすることにより健全回線誤しや断を防止している。

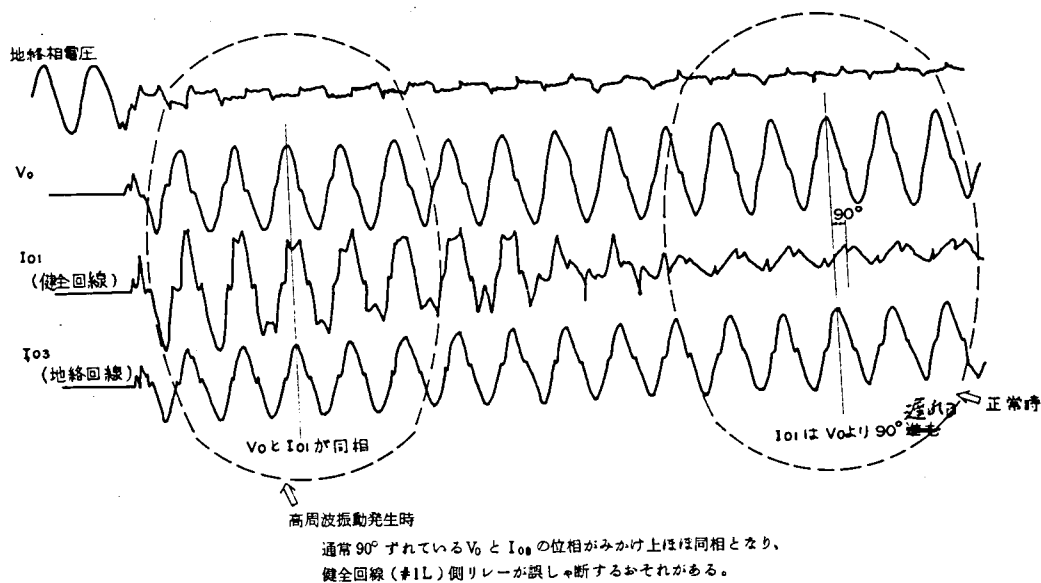


付 1.6.1 図地路方向継電器ブロックダイアグラム例

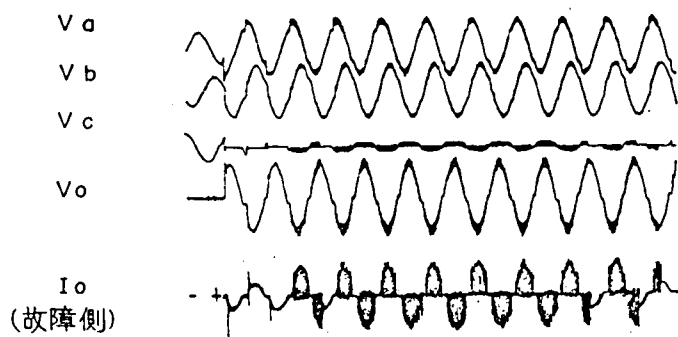
(a) SL ケーブル故障 ($R_N = 500 \Omega$) [電磁オシロ]



(b) CV ケーブル故障 ($R_N = 500 \Omega$) [電磁オシロ]



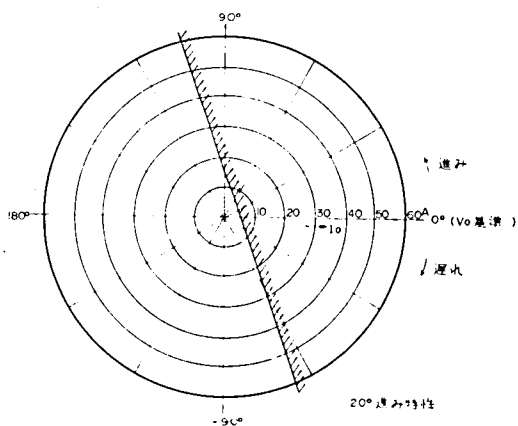
付 1.6.2 図 継電器が誤動作しやすいケーブル系統事故例



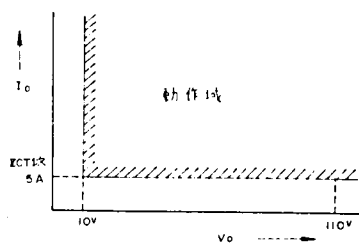
(CV ケーブル、 $R_N = 500 [\Omega]$)

付 1.6.3 図 高周波間欠地絡様相

a) 位相特性

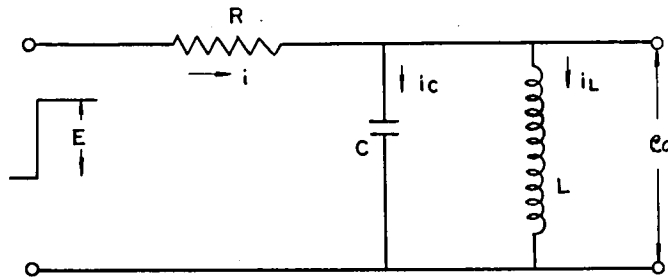


b) 電圧—電流特性



付 1.6.4 図 地絡方向継電器の特性

1-6-2 フィルターのQと応答



LC並列共振フィルターの階段波に対する応答を求めるキルヒホッフの定理より

$$L \frac{di_L}{dt} + Ri = E \quad (1)$$

$$i = i_L + i_C \quad (2)$$

$$\frac{1}{C} \int i_C dt = L \frac{di_L}{dt} \quad (3)$$

(1)、(2)、(3)より

$$LCR \frac{d^2 i_L}{dt^2} + L \frac{di_L}{dt} + Ri_L = E \quad (4)$$

(4)の解の過渡項を求めるため $\frac{d}{dt} = p$ とおき右辺 = 0 とすると

$$LCRp^2 + Lp + R = 0 \quad (5)$$

$$(5)の根は p_1, p_2 = \frac{-L \pm \sqrt{L^2 - 4LCR^2}}{2LCR} \quad (6)$$

(4)の解の定常項は E/R であるので

$$i_L = \frac{E}{R} + Ae^{p_1 t} + Be^{p_2 t} \quad (A, B \text{ は定数}) \quad (7)$$

初期条件は $t = 0$ で $i_L = 0$ 、 $e_o = 0$ であるから

$$\frac{E}{R} + A + B = 0 \quad (8)$$

$$L(p_1 A + p_2 B) = 0 \quad (9)$$

(8)、(9)より

$$A = \frac{R_2}{P_1 - P_2} \cdot \frac{E}{R}, \quad B = \frac{-P_1}{P_1 - P_2} \cdot \frac{E}{R} \quad \dots\dots\dots(10)$$

したがって出力電圧 e_0 は

$$e_0 = \frac{E}{R} \cdot \frac{P_1 P_2}{P_1 - P_2} (e^{P_1 t} - e^{P_2 t}) \quad \dots\dots\dots(11)$$

① $L^2 - 4LCR^2 \geq 0$ の場合

$P_1 = -\alpha + \beta$ 、 $P_2 = -\alpha - \beta$ とおくと

$$\begin{aligned} e_0 &= \frac{E}{R} \cdot \frac{\alpha^2 - \beta^2}{2\beta} \left\{ e^{(-\alpha + \beta)t} - e^{(-\alpha - \beta)t} \right\} \\ &= \frac{E}{R} \cdot \frac{\alpha^2 - \beta^2}{2\beta} e^{-\alpha t} (e^{\beta t} - e^{-\beta t}) \\ &= \frac{E}{R} \cdot \frac{\alpha^2 - \beta^2}{\beta} e^{-\alpha t} \sinh \beta t \quad \dots\dots\dots(12) \end{aligned}$$

e_0 は最大値を持った後単調に減少する

最大値に達するまでの時間 T_1 は

$$T_1 = \frac{1}{\beta} \tanh^{-1} \frac{\beta}{\alpha} \quad \dots\dots\dots(13)$$

② $L^2 - 4LCR < 0$ の場合

$P_1 = -\alpha + jr$ 、 $P_2 = -\alpha - jr$ とおくと

$$\begin{aligned} e_0 &= \frac{E}{R} \cdot \frac{\alpha^2 + r^2}{2jr} \left\{ e^{(-\alpha + jr)t} - e^{(-\alpha - jr)t} \right\} \\ &= \frac{E}{R} \cdot \frac{\alpha^2 + r^2}{r} e^{-\alpha t} \sin rt \quad \dots\dots\dots(14) \end{aligned}$$

e_0 は振動しながら減少する。第1波が最大に達する時間 T_2 は

$$T_2 = \frac{1}{r} \tan^{-1} \frac{r}{\alpha} \quad \dots\dots\dots(15)$$

一方フィルタの Q は e_0 が $\frac{1}{\sqrt{2}}$ になる周波数を ω_1 、 ω_2 共振周波数を ω_0 として

$$Q = \frac{\omega_0}{\omega_2 - \omega_1} \quad \dots\dots\dots(16)$$

ω_1 、 ω_2 は $\omega^2 LCR \pm \omega L - R = 0$ の2根で

$$\left. \begin{aligned} \omega_1 &= \frac{-L + \sqrt{L^2 + 4LCR^2}}{2LCR} \\ \omega_2 &= \frac{L + \sqrt{L^2 + 4LCR^2}}{2LCR} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

これらを(16)に代入して

$$Q = \frac{\omega_0}{\frac{2L}{2LCR}} = \omega_0 CR$$

$$\text{ここで } k = \frac{1}{2R} \sqrt{\frac{L}{C}} \dots\dots\dots (18)$$

とおくと $\omega_0 = 1/\sqrt{LC}$ であるから

$$Q = \frac{1}{2k} \dots\dots\dots (19)$$

$$(18) \text{ を用いると } \alpha = k\omega_0 \dots\dots\dots (20)$$

$$\beta = \omega_0 \sqrt{k^2 - 1} \dots\dots\dots (21)$$

$$r = \omega_0 \sqrt{1 - k^2} \dots\dots\dots (22)$$

これらを(13)、(15)に代入すると

$$T_1 = \frac{1}{\omega_0 \sqrt{k^2 - 1}} \tanh^{-1} \frac{\sqrt{k^2 - 1}}{k} \dots\dots\dots (23)$$

$$T_2 = \frac{1}{\omega_0 \sqrt{1 - k^2}} \tan^{-1} \frac{\sqrt{1 - k^2}}{k} \dots\dots\dots (24)$$

フィルターの選択度を良くするためにQを大きくする場合を考える。

$$k = 0.01 \text{ とすると } Q = 20 \quad T_2 \approx 4.1 \text{ ms}$$

$$k = 0.25 \text{ とすると } Q = 2 \quad T_2 \approx 3.6 \text{ ms}$$

間欠地絡などでは地絡電流の立上りは非常に早いのでフィルターがこれに応答するためには T_2 は出来るだけ小さくする必要があるがQを大きくとれば T_2 も大きくなるので選択度を損わない範囲でQを小さくしておく必要がある。

〔付録 2-1〕 がいしの汚損時商用周波耐電圧特性

塩害地域など汚損地域では、汚損時における商用周波閃絡電圧が、がいし絶縁強度を左右する場合がある。この汚損に対する絶縁はがいしの沿面の漏洩電流の大きさに関係するため同一胴径のものでは沿面の漏洩距離が大きい程せん絡電圧値は高くなり、同一漏洩距離ならば胴径の小さいもの程高くなる。

付 2.1.1 図は胴径と kV 当りの所要漏洩距離を汚損度をパラメーターとして表わしたものである。

常時汚損の等価塩分付着量は 0.03 mg/cm^2 でありこれ以下の累積汚損に対しては 1 線地絡時持続性異常電圧 (2.0 倍実数値 25.4 kV) に耐えるものとするが、極くまれに発生する急速汚損は 0.35 mg/cm^2 と想定されこの所要漏洩距離は 0.03 mg/cm^2 の場合の 2 倍位となるため常規対地電圧 (12.7 kV) に耐えればよいこととする。

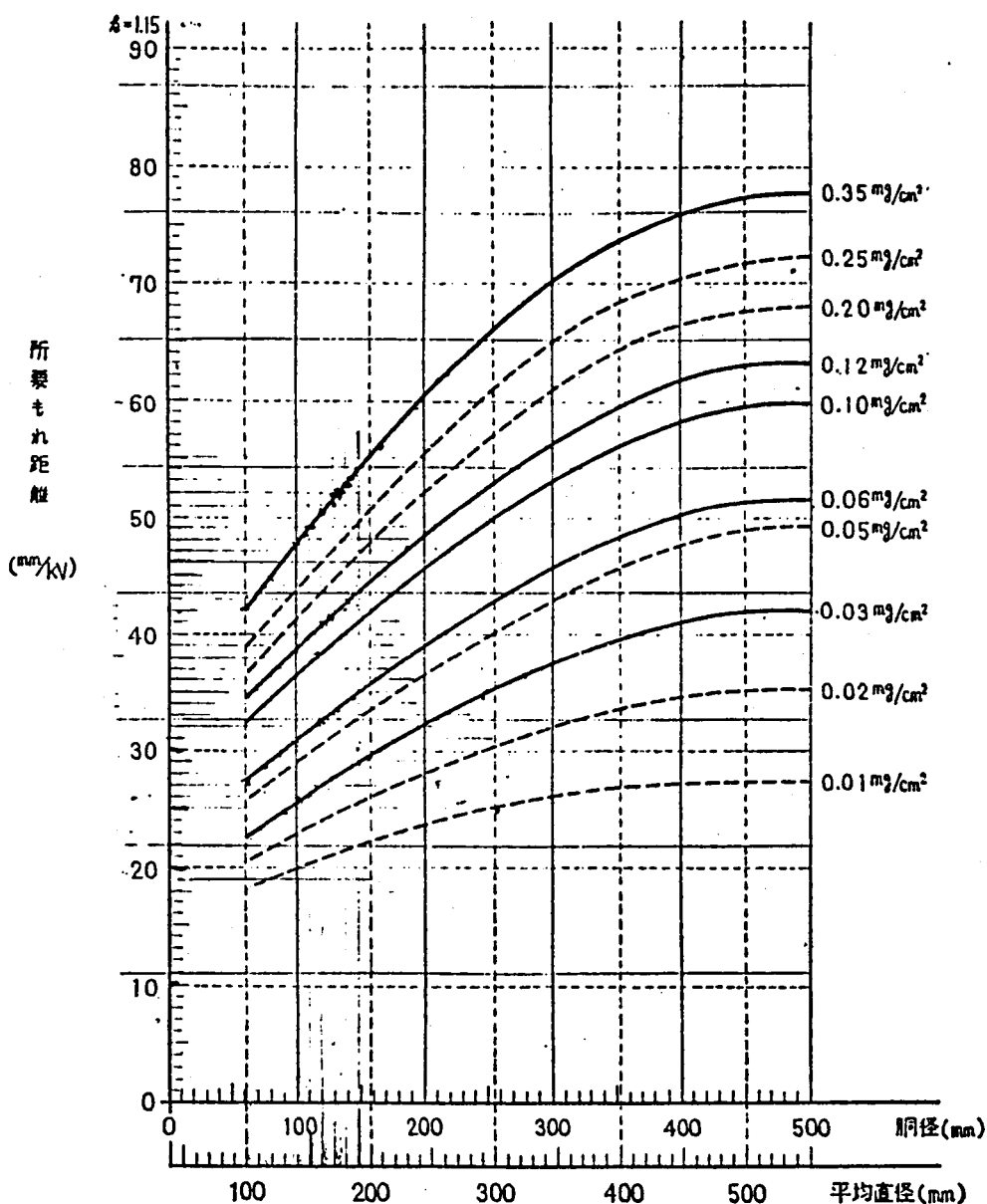
BIL 125 kV の碍子は平均直径 80 mm、漏洩距離 535 mm である。

付 2.1.1 表 汚損区分の概略値

汚 損 区 分			A	B	C	D	E
想定最大等価塩分付着量(mg) (密度 mg/cm ²)			50 (0.063) (0.03)	100 (0.125) (0.06)	200 (0.25) (0.12)	400 (0.5) (0.35)	海水のしぶきが直接かかる場合を対象とし、3.0%塩水 0.3 mm/min (水平分)の注水を想定
海概 岸略 か の 距 離	第 2 報	台 風 に 対 し	一 般 地 域	5 ～ 15 Km	1 ～ 10 Km	0 ～ 3 Km	海岸の地形構造により 0～300 m 又は 0～500 m
		季 節 風 に 対 し	同 上	1 ～ 5 Km	0.5 ～ 2 Km	0 ～ 1 Km	同上 0 ～ 300 m
	今推 の奨	台 風 に 対 し	50 Km 以上 (一般地域)	10 ～ 50 Km	3 ～ 10 Km	0 ～ 3 Km	同上 0～300 m 又は 0～500 m
		季 節 風 に 対 し	10 Km 以上 (一般地域)	3 ～ 10 Km	1 ～ 3 Km	0 ～ 1 Km	同上 0 ～ 300 m
発煙源 よりの 距 離		範囲工場 地域 に 対 し		工場地域周 辺の比較的 軽度の煙塵 害地域	工場地域の中心部		

- (注) 1) 想定最大塩分付着量は標準懸垂碍子については下面外、長幹碍子では全面の値を対象とする。
 2) 本表に海岸からの概略の距離として示されている数値はおおよそその目安を与えるもので、適用する地域の地形的条件により、塩分付着量の実績に重点をおいた補正がなされることが望ましい。
 3) 参考文献 (22)

平均直径 80 mm の場合の 0.03 mg/cm^2 時における所要漏洩距離は、 19 mm/kV であるため、このがいしは 1 線地絡時の持続性異常電圧 25.4 kV に対する必要漏洩距離 $19 \text{ mm/kV} \times 25.4 \text{ kV} = 483 \text{ mm}$ に対して 10% 以上の裕度をもつこととなる。一方 0.35 mg/cm^2 に対しては 5% 閃絡電圧が約 15 kV でありこれは常規対地電圧に対して約 18% の裕度をもっていることとなる。



付2.1.1図 胴径と可当りの所要漏洩距離

〔付録 2-2〕 開閉サージの実測と解析

2-2-1 実測系統の最大サージの検討

付 2.2.1 表に実測したサージ倍数を示すが、この値は必ずしもその系統の最大サージを記録したとはいえないので同表の \bar{a}_7 および \bar{a}_8 の記録を統計的手法により処理して検討した。

検討の方法は、サージ電圧倍数が正規分布しているものとして各電圧倍数の発生確率を推定する方法をとった。実測されたサージ倍数を確率紙にプロットしたものが付 2.2.1 図および付 2.2.2 図である。いずれの場合も打点がほぼ直線の上にあることから 2% の確率で生じると推定されるサージを外挿した結果が付 2.2.2 表の b と示した値である。実測最大サージ倍数は同様に a と示した値である。 b/a がほぼ 1 に近いことから実測値はほぼその系統の最大サージを記録しているとみられる。

2-2-2 開閉サージの実測波形

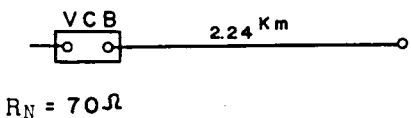
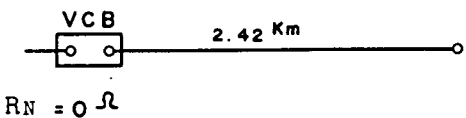
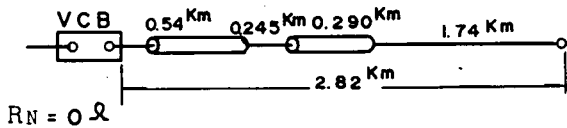
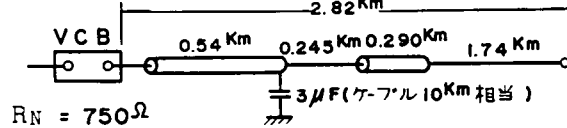
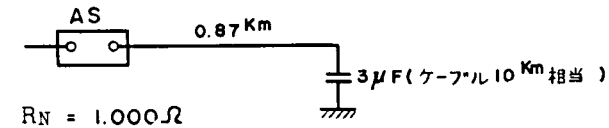
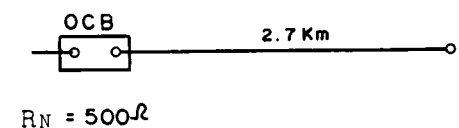
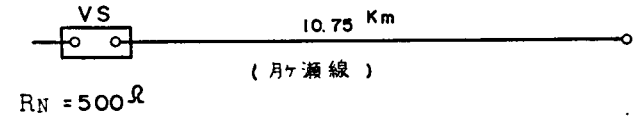
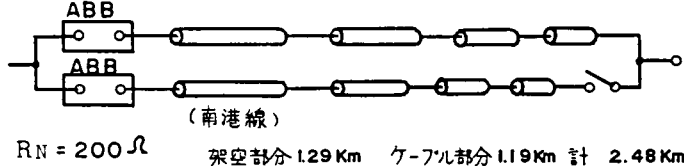
付 2.2.3 図および付 2.2.4 図にそれぞれ月ヶ瀬線、南港線の投入時に得られたオシログラムの代表例を示す。

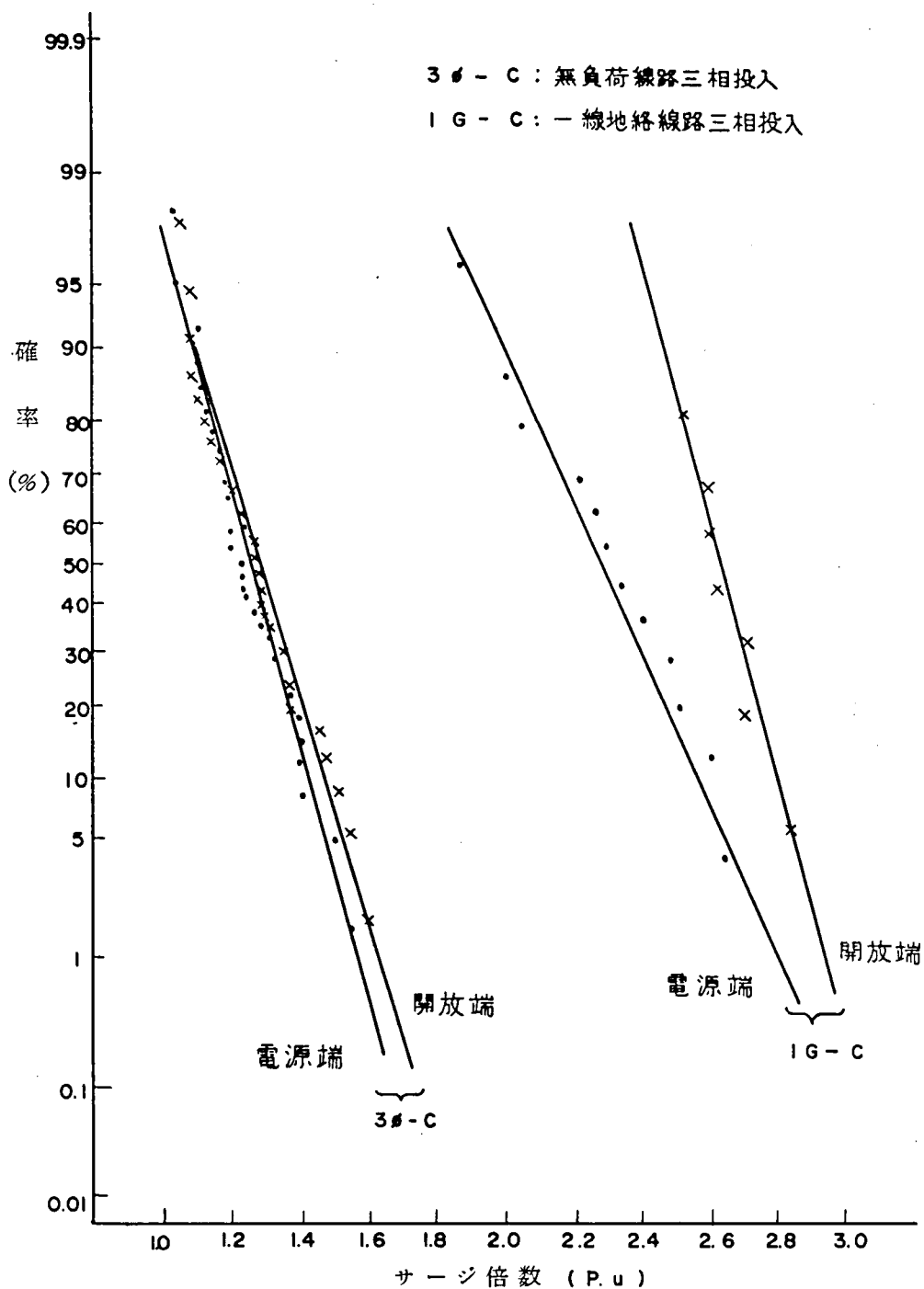
月ヶ瀬線のオシログラムには 0.6 ms 程度の不揃投入とこれによる他相への誘導が見られる。月ヶ瀬線、南港線ともに投入後商用周波の約 $1/4$ サイクルの間に数回の比較的ゆるやかな振動がみられる。これは系統の LCR 定数によって起る振動と考えられる。

南港線の開放端オシログラムには上記のゆるやかな振動に 1 サイクルが数 10 μ s の高周波振動が重畳されている。この振動は同時に測定した電源端では記録されていないので線路途中の架空線とケーブル接続点における透過・反射により生じたものと考えられる。

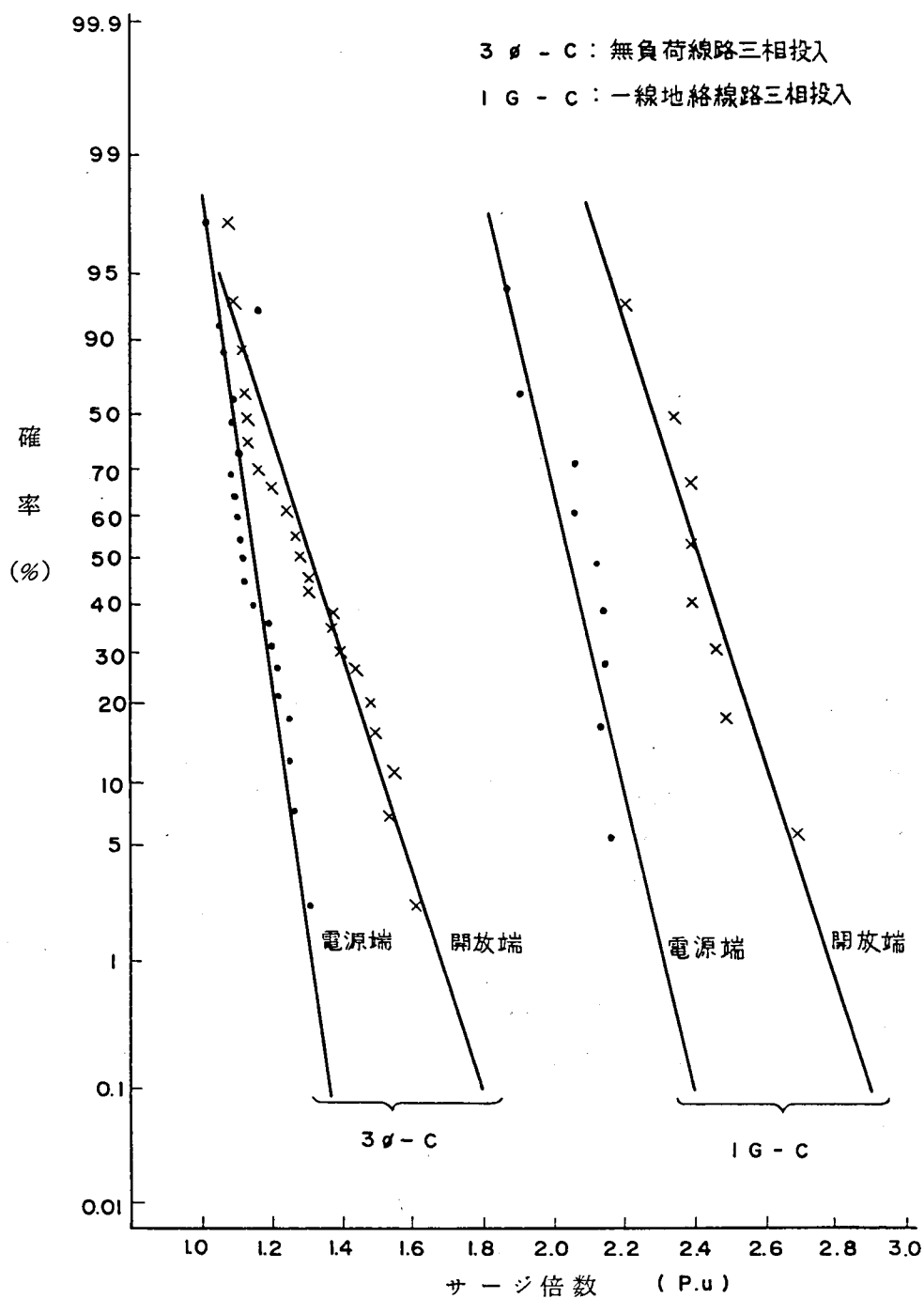
以上のことから架空線とケーブルを混用し、線間距離が短かく変圧器が線間に常時接続される可能性のある 22 KV 配電系統の開閉サージの検討に当っては、①系統の

付 2.2.1 表 20 kV 級配電線の無負荷状態における三相投入サージ倍数の実測値

試験場所	整理 No.	線 路 構 成	サージ倍数 (P U)
電研赤城実験場 (試験用配電線)	1	 <p>VCB 2.24 Km $R_N = 70 \Omega$</p>	1.60
	2	 <p>VCB 2.42 Km $R_N = 0 \Omega$</p>	1.90
	3	 <p>VCB 0.54 Km 0.245 Km 0.290 Km 1.74 Km 2.82 Km $R_N = 0 \Omega$</p>	1.70
	4	 <p>VCB 0.54 Km 0.245 Km 0.290 Km 1.74 Km 2.82 Km $R_N = 750 \Omega$ 3 μF (ケーブル 10 Km 相当)</p>	2.00
	5	 <p>AS 0.87 Km $R_N = 1,000 \Omega$ 3 μF (ケーブル 10 Km 相当)</p>	1.80
	6	 <p>OCB 2.7 Km $R_N = 500 \Omega$</p>	1.90
関西電力	7	 <p>VS 10.75 Km (月ヶ瀬線) $R_N = 500 \Omega$</p>	1.59
	8	 <p>ABB ABB (南港線) $R_N = 200 \Omega$ 架空部分 1.29 Km ケーブル部分 1.19 Km 計 2.48 Km</p>	1.62



付 2.2.1 図 月ヶ瀬線開閉サージ電圧確率曲線

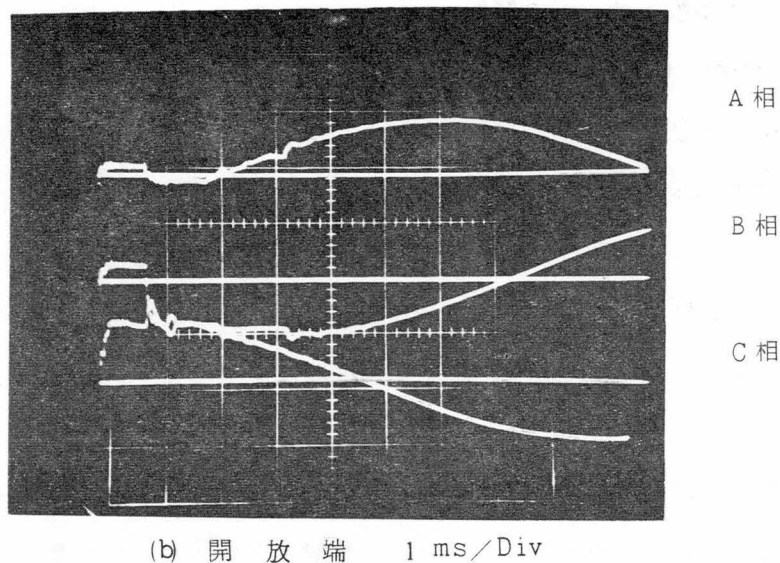
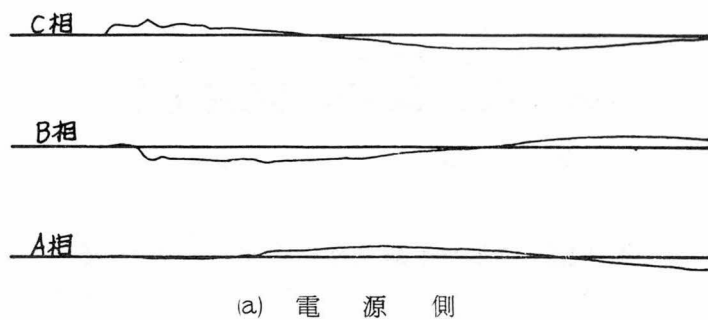


付 2.2.2 図 南港線開閉サージ電圧確率曲線

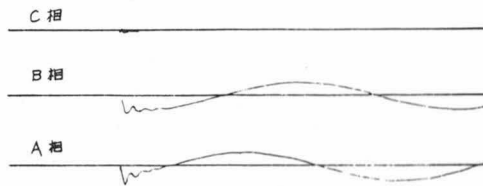
付 2. 2. 2 表 実測最大サージと推定最大サージの比較

整理 No.	線 名	実測最大値 a		推定最大値 b		b / a	
		三相投入	一線地絡	三相投入	一線地絡	三相投入	一線地絡
7	月ヶ瀬線	1.59	2.84	1.6	2.9	1.01	1.02
8	南 港 線	1.62	2.70	1.64	2.75	1.01	1.02

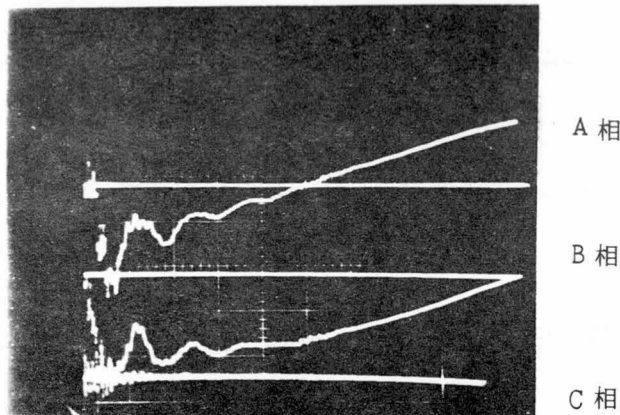
L C R 定数による振動、②不揃投入による他相への誘導、③サージの透過、反射による振動の 3 点について考慮する必要があるものと考えられる。



付 2. 2. 3 図 月ヶ瀬線三相投入オシログラム例



(a) 電 源 側



(b) 開 放 端 0.5 ms/Div

付 2.2.4 図 南港線 1 線地絡投入オシログラム例

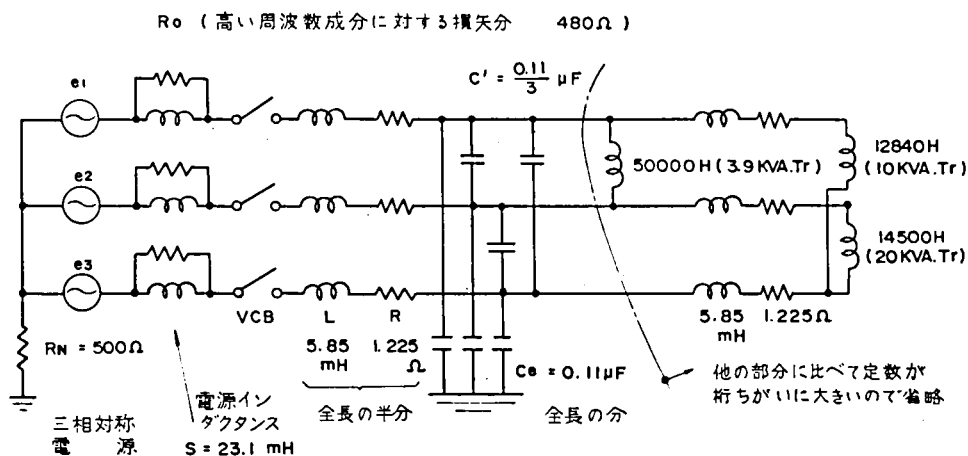
2-2-3 3 相投入サージの解析

(a) 架空系統における 3 相投入サージの集中定数等価回路による解析

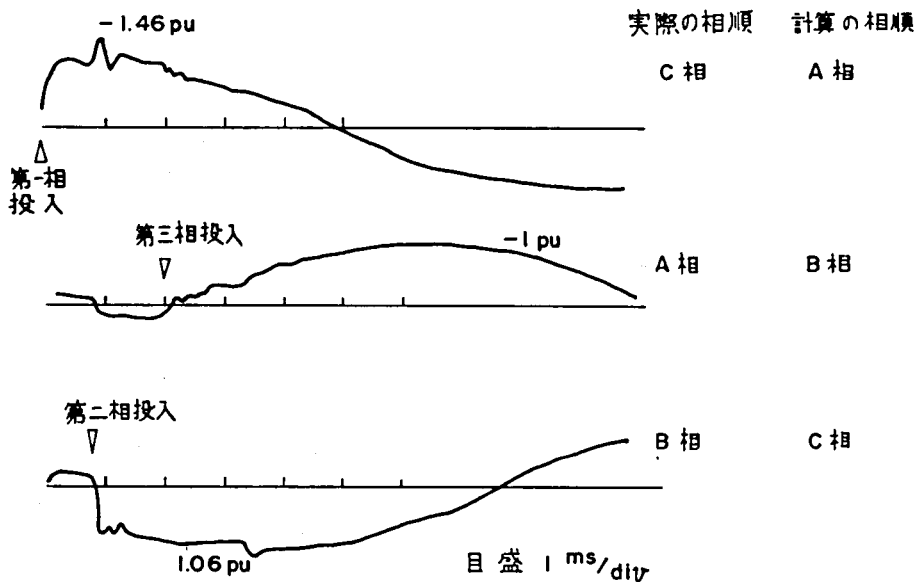
系統の LCR 定数によるサージの大きさ、波形を明らかにするため付 2.2.5 図のような集中定数等価回路を設定して解析を行った。

この図は月ヶ瀬線の系統条件をモデル等価回路におきかえたもので計算結果と実測オシログラムを対比したものを付 2.2.6 図と付 2.2.7 図に示す。計算の結果は高い周波数成分に対する減衰がやゝ強く、サージ倍数は実測値より低めに出ているが両者の波形はよく一致している。

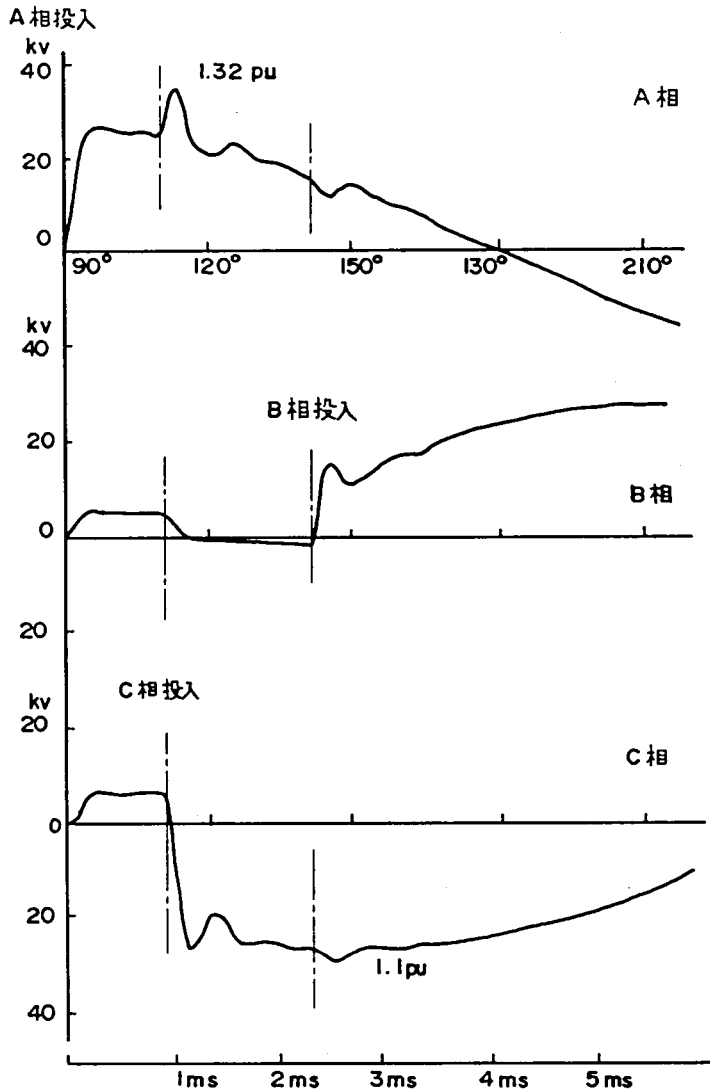
これは架空系統のみの月ヶ瀬配電線における 3 相投入サージは、系統の LCR 定数にもとづく振動が支配的であってサージの反射透過によるものと思われる高周波振動は無視しても実用上差支えないことを示している。



付 2.2.5 図 等 価 回 路



付 2.2.6 図 月ヶ瀬線の線路末端対地電圧オシログラムのトレース



付 2. 2. 7 図 付 2. 2. 6 図に対応する計算波形

(b) 架空系統における三相投入サージの計算結果

基本回路を付 2. 2. 8 図のように簡略化して考察する。この理由は配電系統ではフィーダが多いために開閉しゃ断器の電源側は低サージインピーダンスが並列に入ることから電源側変圧器のリアクタンスの影響は中性点抵抗を含めてあまり出てこないと考えられること、また電源側が変圧器のみの場合は、第 1 相投入時では中性点抵抗はサージ抑制に大きく影響するが、第 2、第 3 相投入時には抵抗と変圧器リアクタンスは見

掛け上並列になるために抵抗のサージ抑制効果はほとんど期待できず付 2.2.8 図の回路で検討すれば安全側となるためである。

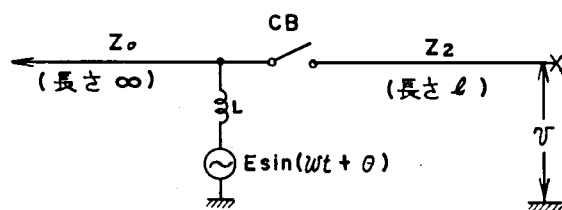
さて付 2.2.8 図の回路でしゃ断器を投入したときの開放端サージ電圧は次式で表わされる。

$$V = \frac{2E}{\sqrt{\alpha^2 + \omega^2}} \cdot \left\{ \frac{Z_2}{Z_0 + Z_2} \cdot \omega \cdot \cos(\omega t + \theta - \varphi) + \alpha \sin(\omega t + \theta - \varphi) \right\} + \frac{2\alpha \cdot E}{\sqrt{\alpha^2 + \omega^2}} \cdot \frac{Z_2}{Z_0 + Z_2} e^{-\alpha t} \sin(\varphi - \theta)$$

$$\text{ここに } \alpha = \frac{Z_0 Z_2}{L(Z_0 + Z_2)} \quad \tan \varphi = \frac{\omega}{\alpha}$$

E : 電源対地電圧波高値

付 2.2.3 表は計算結果、付 2.2.9 図はこれを図示したものであり、付 2.2.10 図に波形の例を示す。



Z_0 : 電源側フィーダーの並列サージインピーダンス

Z_2 : 開閉フィーダーのサージインピーダンス

L : 電源の変圧器洩れインダクタンス

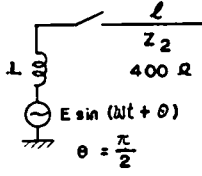
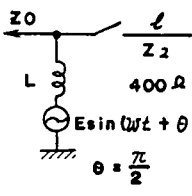
付 2.2.8 図 開閉サージ計算の基本回路

これらの結果から

- ① 電源側に並列フィーダのないときの最大サージは約 2.4 倍である。この値は電源リアクタンスの大きい程小さくなり 27mH では約 2 倍となる。計算では変圧器などの損失を考慮していないので従来の経験からみると 2.4 倍は実際には計算値の 90% (2.2 倍) 程度となろう。
- ② 電源側に並列フィーダのある回路が最も一般的であるが、この場合のサージは 2 倍に達していない。

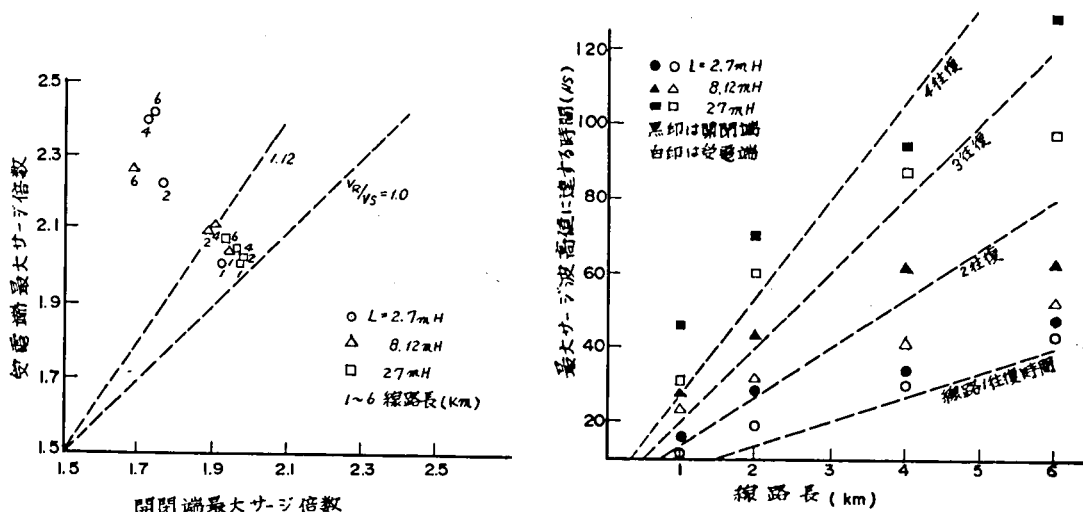
フィーダの数、電源リアクタンス、線路長が若干変化してもサージ倍数には数%の変化しか出てこない。

付 2.2.3 表 架空線系統の開閉サージ計算結果

番号	回 路	L^* (mH)	Z_0 (Ω)	ℓ (km)	開閉端サージ倍数 (ピークまでの時間)	受電端サージ倍数 (ピークまでの時間)
1	 <p>[並列回線なし]</p>	2.7	∞	1	1.92 (15.6 μ s)	2.01 (11.5 μ s)
2		"	"	2	1.76 (28.8)	2.23 (18.3)
3		"	"	4	1.73 (33.6)	2.40 (30)
4		"	"	6	1.73 (47)	2.42 (43)
5		8.12	"	1	1.95 (28)	2.05 (23.3)
6		"	"	2	1.88 (43)	2.10 (31.4)
7		"	"	4	1.90 (60.2)	2.12 (40)
8		"	"	6	1.69 (62.9)	2.26 (51.4)
9		27	"	1	1.97 (45.6)	2.02 (43.5)
10		"	"	2	1.97 (69.7)	2.03 (59.7)
11		"	"	4	1.96 (93.6)	2.05 (86.8)
12		"	"	6	1.92 (129)	2.08 (97)
13	 <p>[並列回線あり]</p>	2.7	50 ⁺	2	1.11 (13.3)	1.82 (13.3)
14		"	"	4	1.13 (26.6)	1.86 (26.6)
15		"	"	6	1.14 (40)	1.89 (40)
16		"	5 ⁺	4	1.10 (26.6)	1.81 (26.6)
17		"	"	6	1.11 (40)	1.82 (40)
18		8.12	50 ⁺	2	1.01 (13.3)	1.98 (13.3)
19		"	"	4	1.01 (26.6)	1.98 (26.6)
20		"	"	6	1.01 (40)	1.98 (40)
21		"	5 ⁺	4	1.01 (26.6)	1.98 (26.6)
22		"	"	6	1.01 (40)	1.98 (40)

* 22 KV系統の場合、2.7 mHは短絡電流15 KA、8.12 mHは5 KA、27 mHは1.5 KAの電源に相当する。

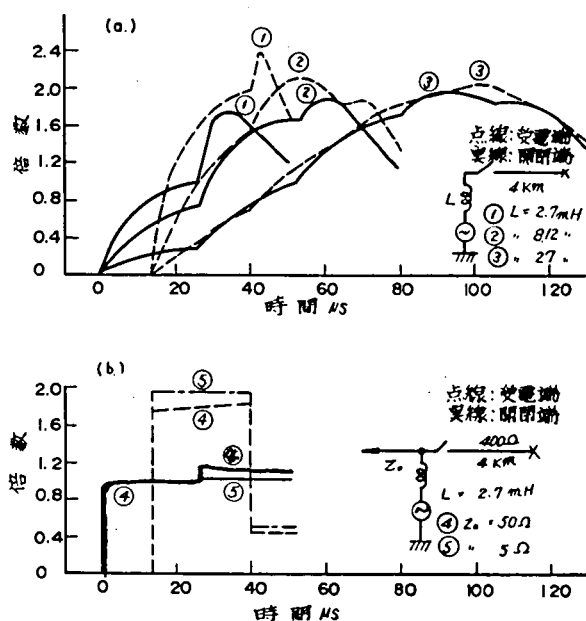
+ 50 Ω は架空線8~10回線、5 Ω はケーブル約6回線を考慮した値である。



(a) 開閉端と受電端の最大サージ倍数の比較

(b) 最大サージに達するまでの時間

付 2.2.9 図 短距離線路における送受電端投入サージの計算例(並列回路なし)



付 2.2.10 図 架空線開閉サージ計算波形例

これらの計算では無損失線路における理想的なサージの伝播を考えているが、実際の系統では系統の定数による波形の変歪ならびに抵抗分の減衰があることを考慮すれば実用架空系統における実測値とサージ倍数、サージ波形ともよく一致している。

2-2-4 シャ断器不揃投入による開閉サージの傾向

第1相投入に伴うサージ電圧は線間の静電容量、負荷変圧器の励磁インダクタンス、負荷インピーダンスなどにより他相へ誘導される。誘導移行電圧は進み相の電源電圧に対しては反対極性となり、投入第2相が進みの場合には反対極性からのとびつきによる振動が第2相に起る。このとびつきによる振動ピークが大きな開閉サージとなることが懸念される。

(a) 誘導移行電圧の実測値

月ヶ瀬線、南港線における実測例によれば、線間柱上変圧器の容量が小さく、しかも無負荷のためほとんど線間静電容量による移行分と考えられ付2.2.4表に示すように月ヶ瀬線では投入第1相C相からA相へ16～21%、同じくB相へは24～32%、南港線では投入第1相C相からA相ならびにB相へそれぞれ10～14%程度移行している。南港線のようにケーブル架空混用系統ではケーブル部分の相間はシールドされるため架空のみの系統より移行量が少い。

(b) 集中定数等価回路による解析

月ヶ瀬線をモデルとした系統を集中定数等価回路で模擬して不揃投入によるサージ波形を求めた。この場合、第1相A相が波高値の瞬間(90°と表わす)に投入されB、C相が遅れて投入されるケースについて計算し、それぞれのケースの最大サージ倍数を付2.2.5表に示す。第1相(A相)が波高値で投入された場合、第2相、第3相の投入によって1.07PUから1.32PUまでのサージが発生する。中性点抵抗 $R_N = 500\ \Omega$ のため第1相のサージは非振動となり顕著なサージとはなっていない。むしろ第2、第3相の投入時のサージのほうが大きいサージが発生する。

計算結果と実測値を比較すると計算のほうが過渡振動の減衰がやや強かったのでサージ倍数は実測よりも0.12PUほど低い値を得たが、波形は非常によく再現出来てい

る。この結果三相系統ではどの位相で投入されてもいずれかの相に必ず 1.3 ～ 1.4PU のサージを生ずるものと考えられる。

付 2.2.4 表 他相への誘導電圧（常規対地電圧波高値に対する比）

線 名	柱 上 変 圧 器	投入第一相 C 相 (ベース)	B 相			A 相		
			範 囲	平 均	標準偏差	範 囲	平 均	標準偏差
月 ケ 瀬	有※	1.0	0.237～ 0.320	0.275	(12) 0.021	0.169～ 0.211	0.192	(13) 0.012
"	無	1.0	0.239～ 0.286	0.263	(9) 0.013	0.161～ 0.202	0.184	(10) 0.015
南 港	無	1.0	0.10～ 0.14	0.123	(6) 0.017	0.10～ 0.14	0.123	(6) 0.017

() は測定回数

付 2.2.5 表 不揃投入によるサージ倍数

(A 相波高値瞬時に投入 $R_N = 500 \Omega$)

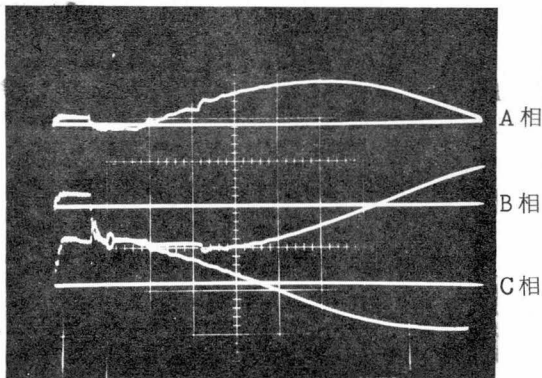
第二相 遅れ角度 第三相 遅れ角度		B 相					C 相				
		10°	20°	30°	40°	50°	10°	20°	30°	40°	50°
C 相	—	1.19	1.07	—	—	—					
	10°	1.19									
	20°	1.19									
	30°	1.26									
	40°	1.32									
	50°	1.32									
B 相	—						1.32	1.32	1.27	1.19	1.17
	10°										1.20
	20°										1.19
	30°										1.16
	40°										1.19
	50°										1.28

2-2-5 中性点接地抵抗値が開閉サージに与える影響

(a) 実 測 値

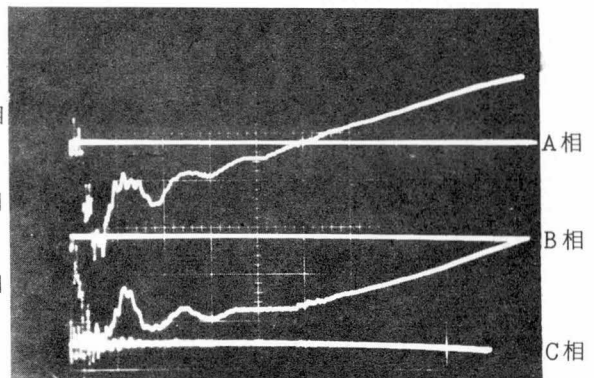
付 2.2.11 図は月ヶ瀬線、付 2.2.12 図は南港線のしゃ断器投入時に得られたオシログラムの代表例である。月ヶ瀬線、南港線とも投入後商用周波の約 $\frac{1}{4}$ サイクルの間に数回の比較的ゆるやかな振動がみられる。

これは系統のインピーダンス、対地静電容量によって決まる系統固有の過渡振動であるが、両者を比較すれば月ヶ瀬線の場合、比較的振動が抑制されているのに対し、南港線の場合ゆるやかな振動が主体となっている。これは月ヶ瀬線が架空線で中性点抵抗が 500Ω と高いのに対し、南港線は線路にケーブルが混在して対地静電容量が大きく、しかも中性点抵抗が 200Ω と低くなっているためである。



開 放 端 1 ms/div

付 2.2.11 図 月ヶ瀬線三相投入オシログラム例



開 放 端 0.5 ms/div

付 2.2.12 図 南港線1線地絡投入オシログラム例

(b) 集中定数等価回路による解析

この過渡振動と中性点抵抗の大きさとの相関を明らかにするため月ヶ瀬線をモデル（付 2.2.13 図）として集中定数等価回路（付 2.2.14 図）を設定して解析を行った。

（b-1）第1相投入にともなう開閉サージ

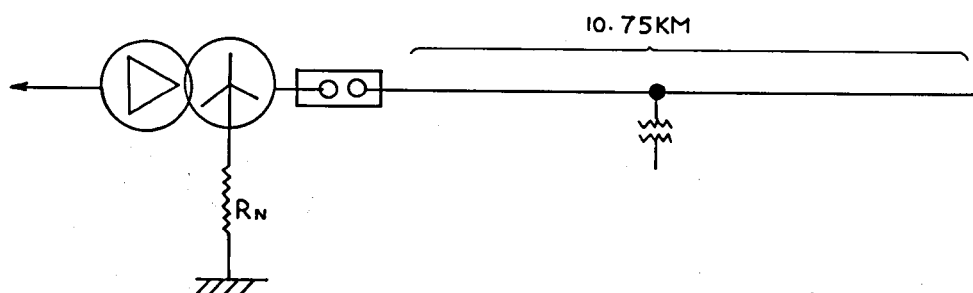
付 2.2.15 図のとおり、中性点抵抗の低い方が振動的となりサージは波頭が高くな

る。この系統では $R_N = 400 \Omega$ を境界として中性点抵抗値がこれより低い値では振動的となり、最高サージ倍数 1.46 PU が記録された。

R_N が 400Ω 程度以上になると非振動的となりサージ倍数も 1 PU 以下となる。その大きさをとりまとめたものが付 2.2.6 表である。

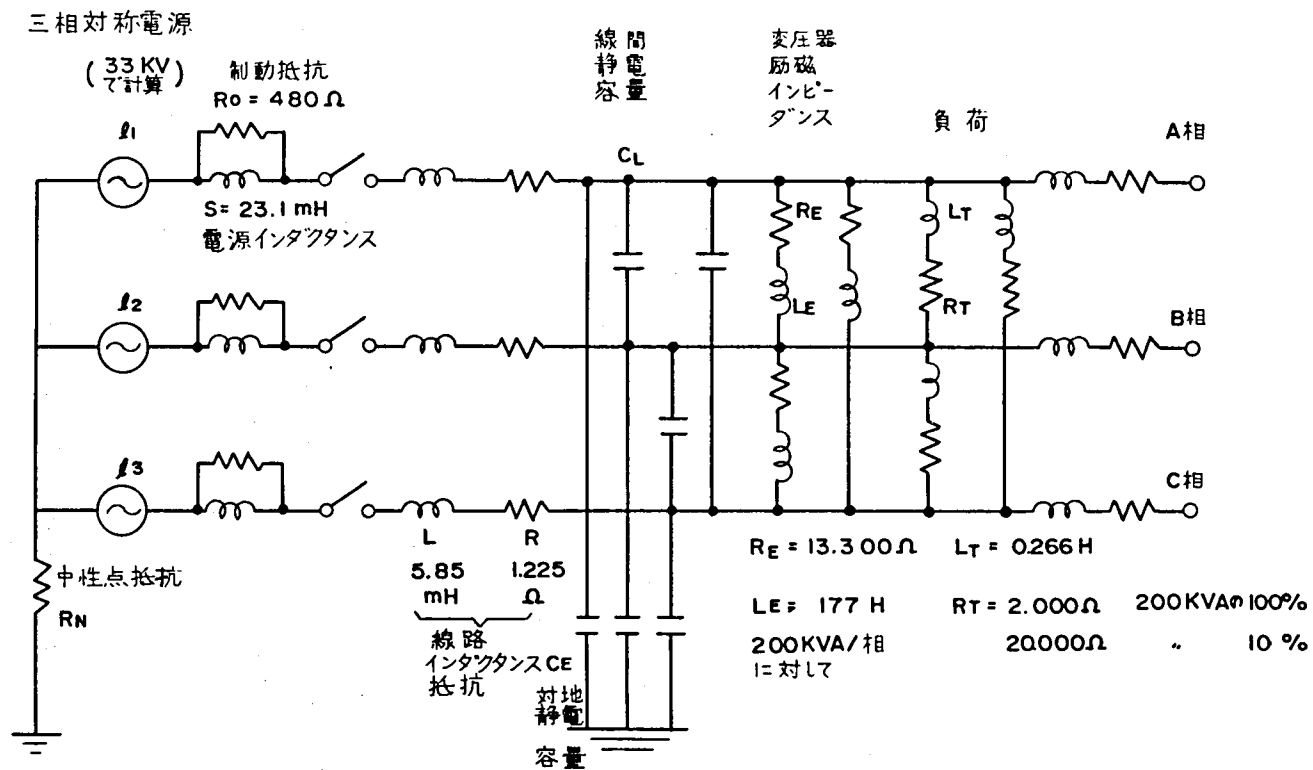
これは付 2.2.1 6 図の等価回路に示すように第 1 相投入後の回路は L C R の直列回路であり、 R_N が低くなれば振動性となる。したがってこの臨界抵抗値については、線路の対地静電容量が大きくなれば低いほうへ移る。

他相への誘導電圧については、この場合線間静電容量を通して投入相のサージが移行するので波形は投入サージと相似で大きさは約 $\frac{1}{4}$ となった。

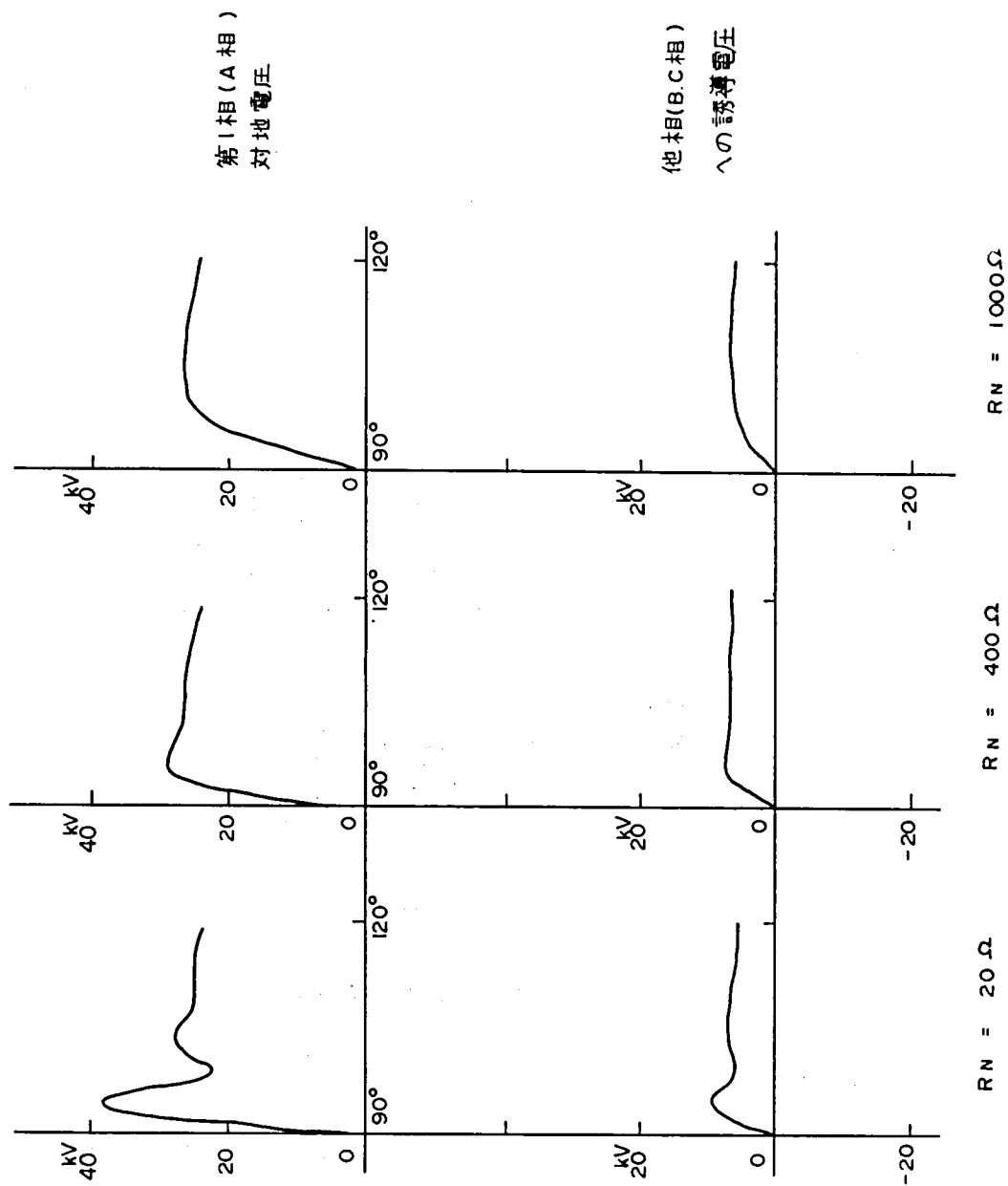


		全 長 分	
電源リアクタンス		線路リアクタンス $0.410 \Omega/\text{Km}$	$0.0117 \text{ H}(4.41 \Omega)$
系統分 4.1Ω	0.0109 H	線路抵抗 $0.228 \Omega/\text{Km}$	2.45Ω
変圧器分 4.6Ω	0.0122 H	対地静電容量 $0.01 \mu\text{F}/\text{Km}$	$0.11 \mu\text{F}$
計	0.0231 H	線間静電容量 $0.01/3 \mu\text{F}/\text{Km}$	$0.11/3 \mu\text{F}$
		変圧器負荷	線路中央に集中しているものと考え 負荷は抵抗で表現した

付 2.2.13 図 月ヶ瀬線系統図



付 2.2.14 図 等価集中定数回路



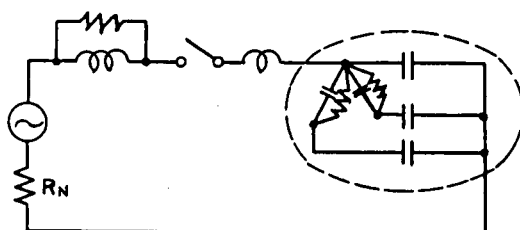
付 2. 2. 15 図 中性点抵抗値と第 1 相投入後のサージ波形

(変圧器負荷なし)

付 2.2.6 表 中性点抵抗と第 1 相投入サージ (90° 投入)

(月ヶ瀬線の場合)

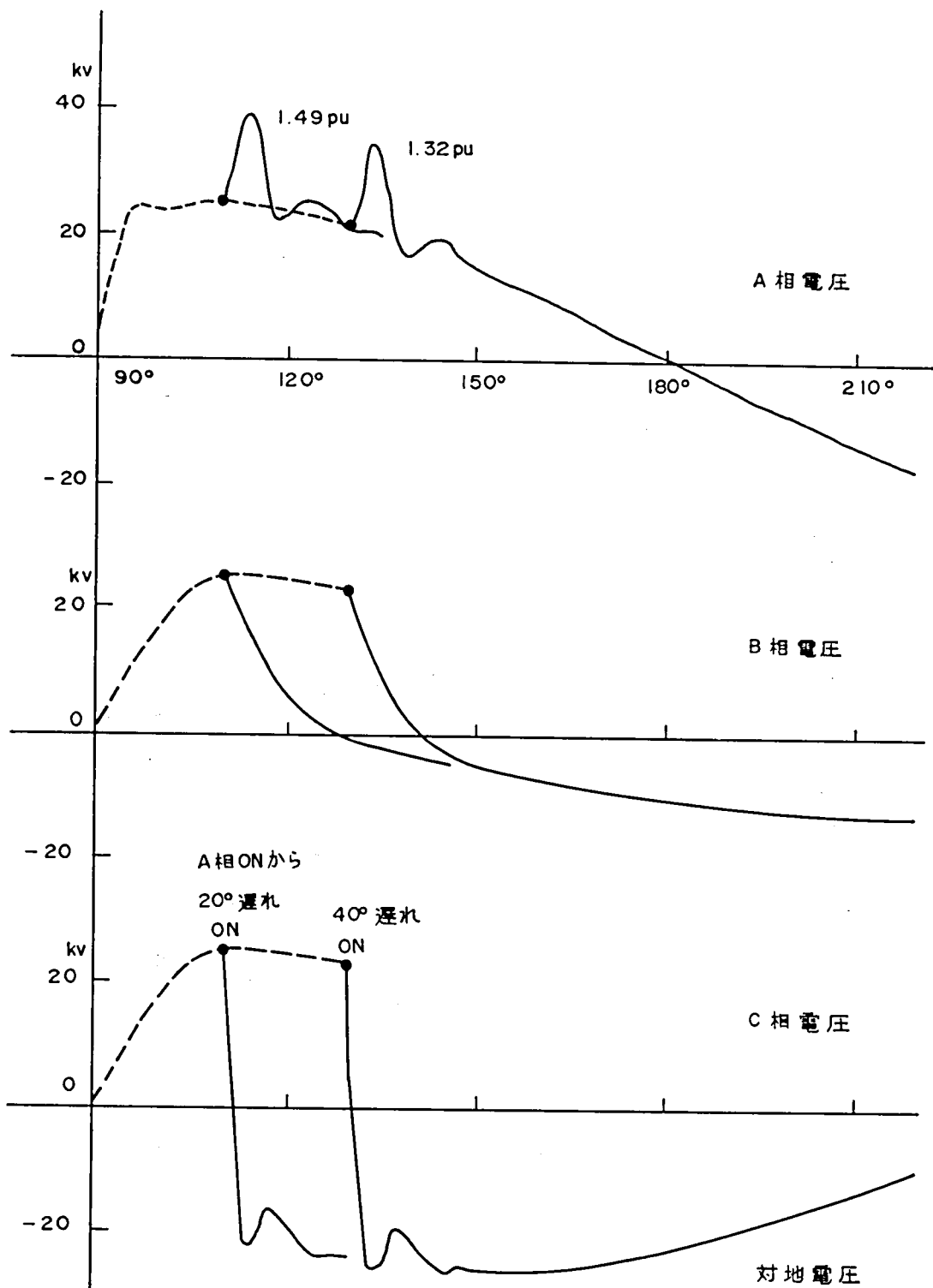
中性点抵抗	A 相波高値	B、C 相波高値	波形の傾向
20 Ω	1.46 pu	0.37 pu	振動的
40	1.43	0.35	
70	1.38	0.35	
100	1.33	0.33	
200	1.23	0.31	
400	1.09	0.27	臨界的
700	1.02	0.25	非振動的
1000	1	0.24	



付 2.2.16 図 第 1 相投入後の回路構成

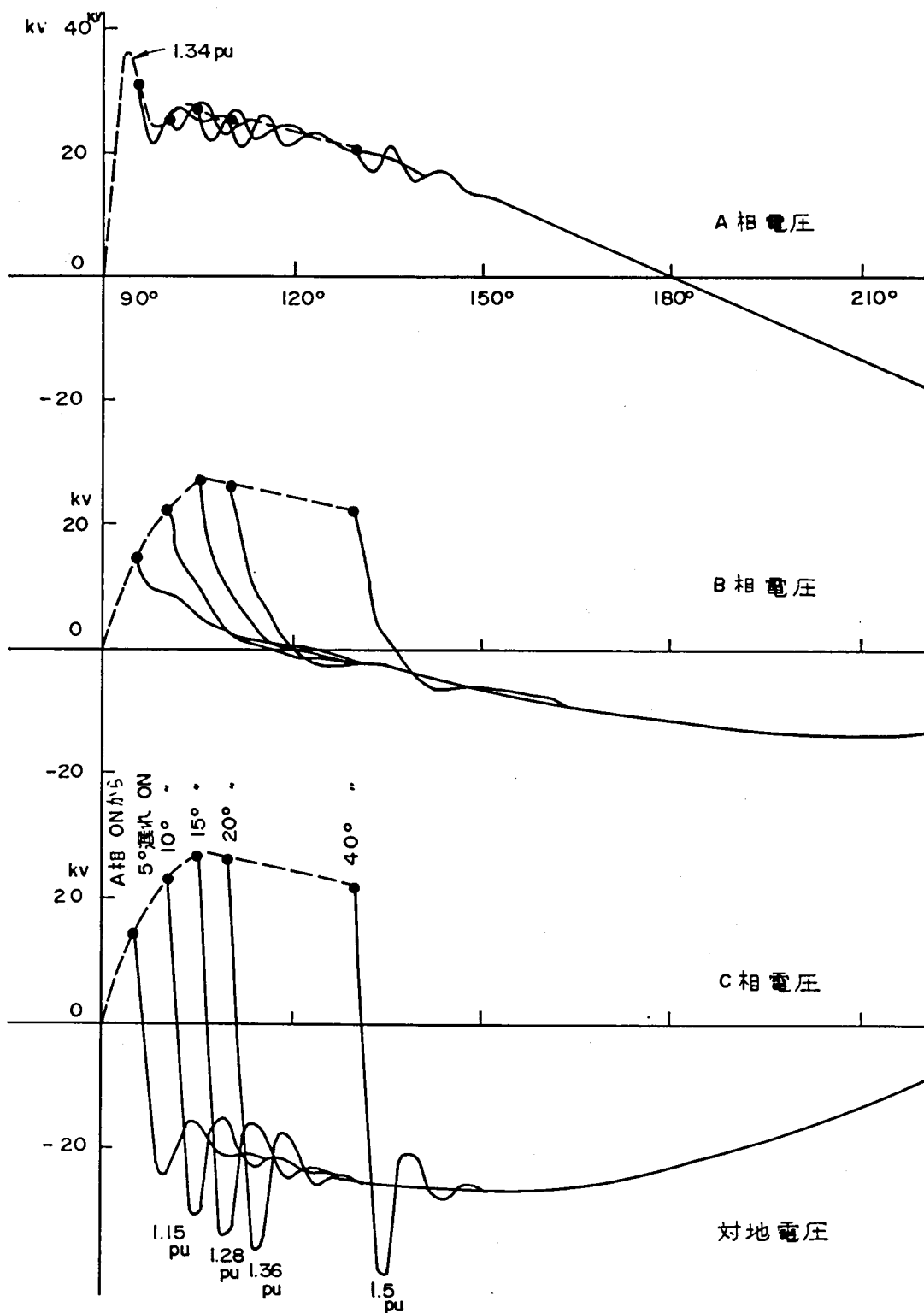
(b-2) 第 2 相投入にともなう開閉サージ

第 1 相 (A 相) が投入された後、第 2 相として進み相 (C 相) が投入された場合のサージ波形を示したものが付 2.2.17 図および付 2.2.18 図である。この 2 つの図は対地静電容量から負荷までの条件は同一で、中性点抵抗のみがそれぞれ 500 Ω と 40 Ω とにしてある。特徴的なことは $R_N = 500 \Omega$ の場合 C 相投入にともなうサージが A 相へまわり込んで 1.49 PU のピークをもたらし、C 相にはさほど大きいサージをもたらししていない。これに対し、中性点抵抗が 40 Ω と低い値になれば付 2.2.18 図に示す



付 2.2.17 図 第 2 相 (C 相) 投入サージ、中性点抵抗の高い場合

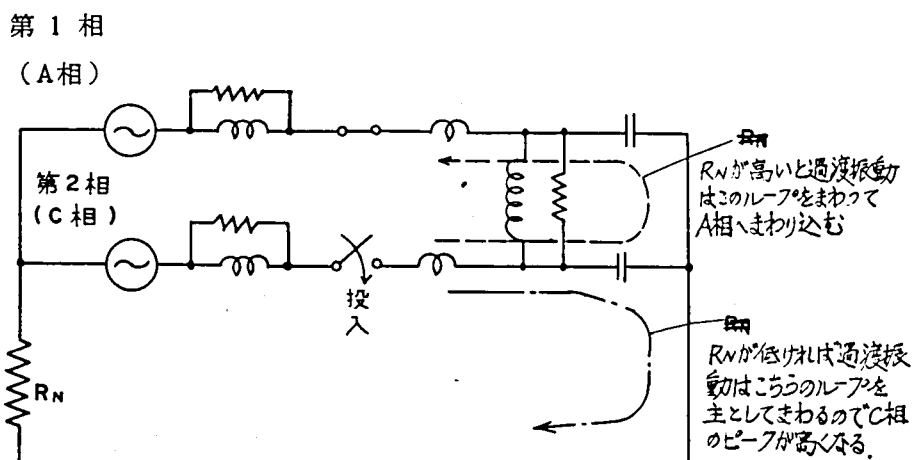
($R_N \approx 500 \Omega$ $C_E = 0.11 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 200 \text{ kVA}$ $L = 100\%$)



付 2.2.18 図 第 2 相 (C 相) 投入サージ、中性点抵抗の低い場合
 ($R_N = 40 \Omega$ $C_E = 0.11 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 200 \text{ kVA}$ $L = 100 \%$)

ようにC相そのものの振動波頭が大きいサージとなる。

A相へのまわり込みはほとんど認められず最初に先行して投入されたときの振動ピークが最高値となっている。以上の傾向は付2.2.19図の等価回路に示すようにC相投入にともなう過渡振動が起こるループが、 R_N の大きさによってC-A相間であるかC相- R_N 回路であるかによって決ってくると考えられる。



付2.2.19図 第2相(C相)投入後の回路構成

2-2-6 変圧器ならびに負荷による影響

(a) 無負荷変圧器による影響(集中定数計算)

線間に接続された無負荷変圧器が不揃投入における開閉サージにおよぼす影響について月ヶ瀬線をモデル($R_N = 500 \Omega$)とした集中定数回路で計算した。それによれば第1相投入時、投入相のサージは変圧器にほとんど影響されない。付2.2.20図は第1相投入後の各相対地電圧波形を示す。他の2相への誘導電圧は、この系統では変圧器容量1000KVA/相あたりから顕著となるが、そのピークに達するまで約 90° を要する。第2相(C相)がA相に遅れること 90° までの範囲で反対極性で投入されると付2.2.21図に示すようにC相に1.31PUのサージを生ずるが特に変圧器があるためにサージが拡大した傾向はみられない。

(b) 負荷による影響

(b-1) 電研赤城実験線における実測例

変圧器を通して負荷を有する系統における1相投入時の他相への誘導を実測したオシログラムを付2.2.22図に示す。いづれも1ms以下のおくれで第2相に誘起電圧のピークが現われ、変圧器の大きさならびにそれに接続されている負荷の大きさによって誘起電圧が変化するのがわかる。特に同図(条件b)のように変圧器に誘導負荷のみが接続されている場合には過渡的電圧上昇が見られ、常規対地電圧の1.5倍程度の移行電圧が実測されている。

(b-2) 集中定数等価回路による解析

(i) 第1相投入

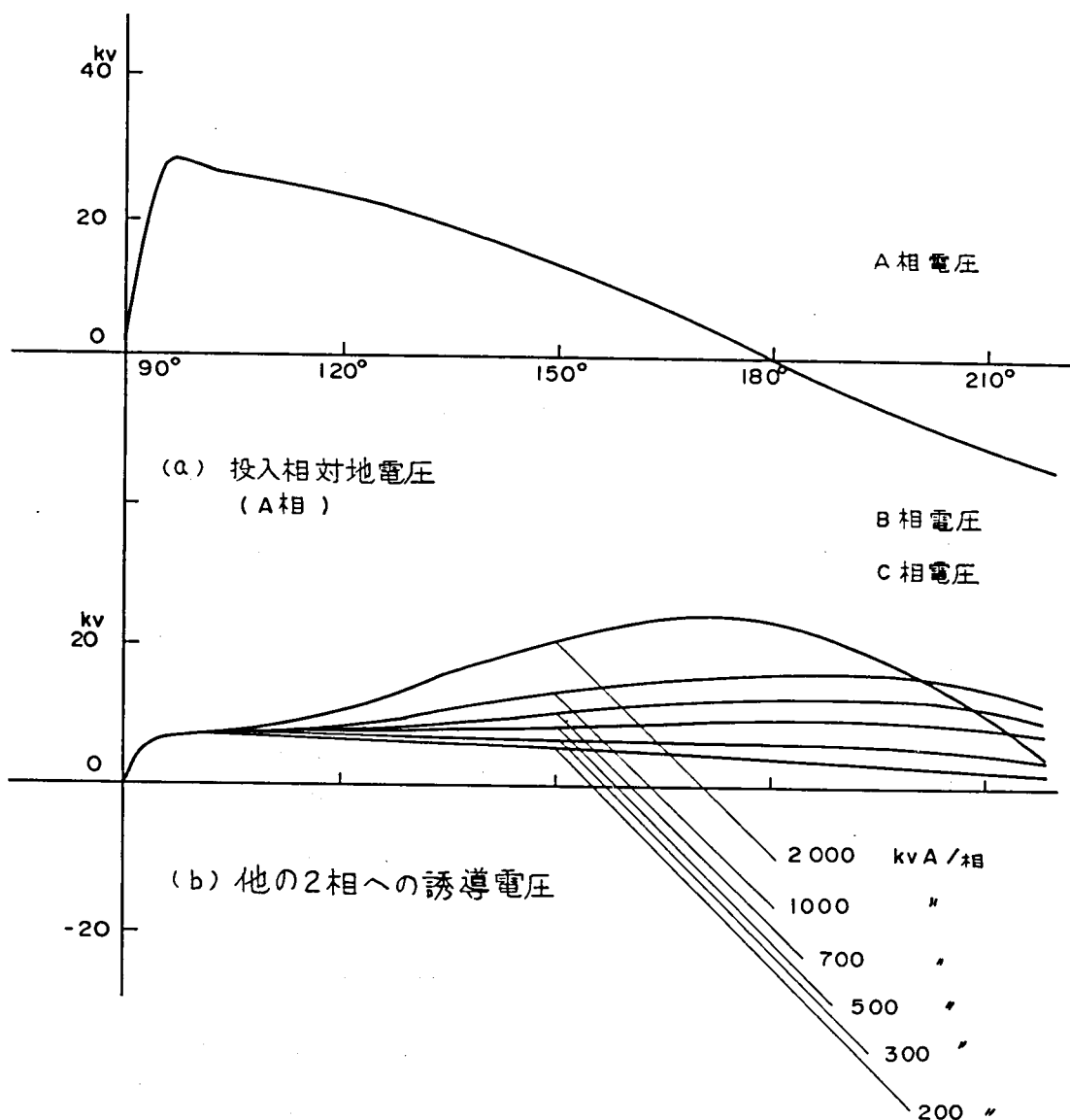
月ヶ瀬線をモデル($R_N = 500 \Omega$)とした等価回路において変圧器の総容量を200kVA/相とし、負荷を10%から100%まで変化させた場合の他相への誘導電圧を求めた。第1相投入後の対地電圧波形と負荷と誘導電圧波高値の関係を付2.2.23図、付2.2.24図に示す。無負荷の場合は、誘起電圧は0.26PUにすぎないが負荷が10%(純抵抗で表わした)かかると、誘導電圧は無負荷時の倍近くに増加し、さらに負荷がかかると誘導電圧は増えるが波高値に達する時間が短くなってくる。10%負荷で波高値0.54PUまで 50° 、100%負荷で波高値0.98PUまで 25° となっている。

(ii) 第2相投入

100%(200kVA/相)負荷で第2相が投入された場合のサージについて計算した。この場合は、第1相が系統電圧の正の波高値に達した瞬時なので透起電圧も正極性である。したがって第2相としては系統電圧が反対極性の負極性にある相として進み相(第1相としてA相をとれば第2相はC相)を考えた。この結果が付2.2.7表である。100%負荷の場合 20° 程度の時差でA相→C相と投入されたとき1.56PUのサージを生じた。無負荷状態では最高1.32PUだったので、負荷のため約10%だけサージが拡大されている。

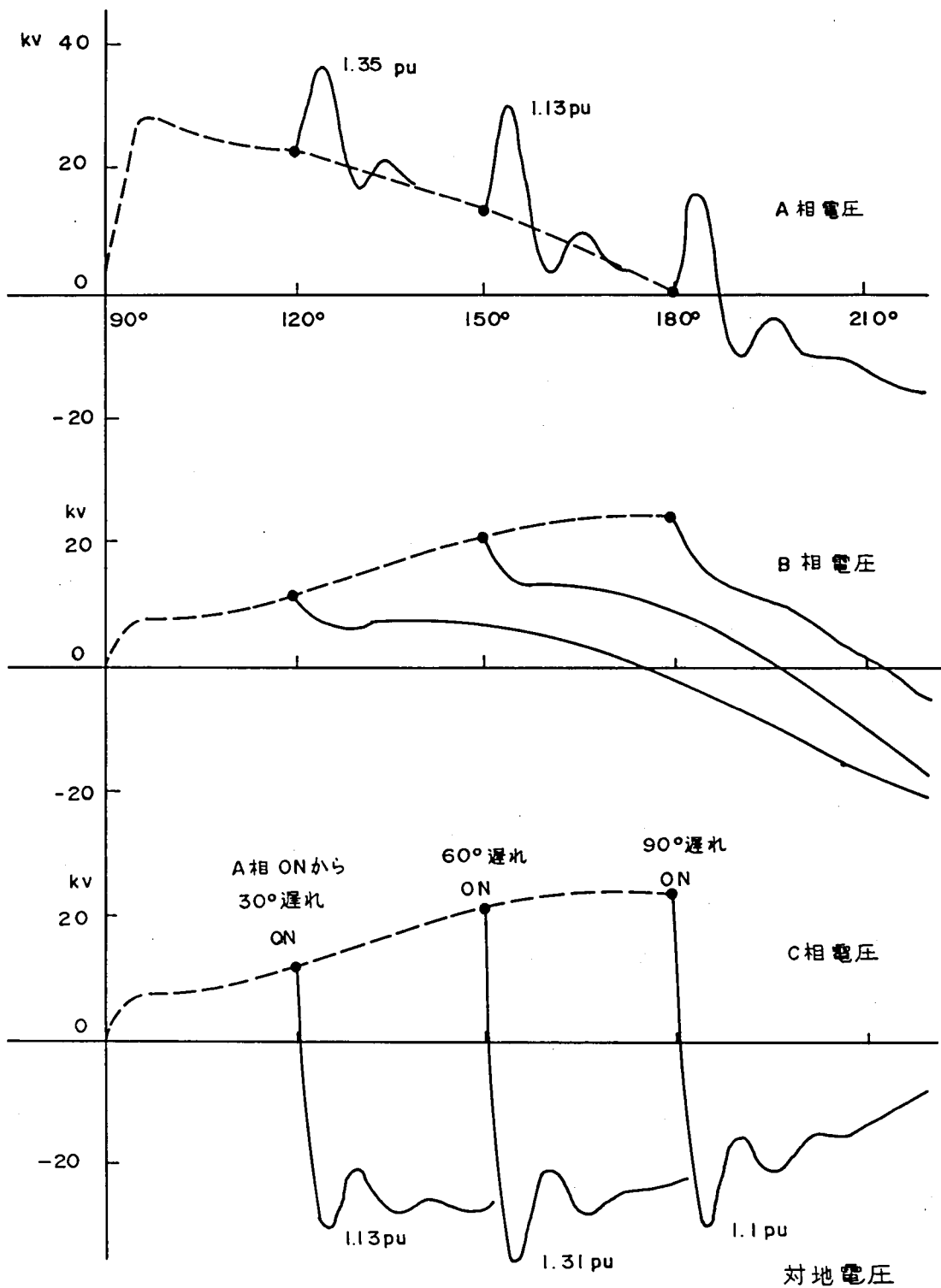
以上の結果を総括していえることは、線間に負荷があると、第1相投入サージの他

相への移行量は負荷の大きさにより左右され、負荷が大きいと100%近く移行する。
 しかし、第2相投入時に起る過渡振動は、移行量の大きさと直接対応せず移行量が相当大きい場合でも負荷のない場合の10%程度サージ倍数が増す程度と考えられる。



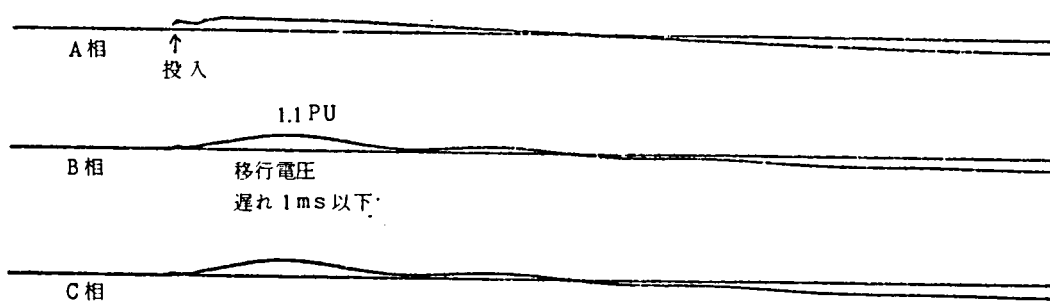
付2.2.20図 第1相投入後の対地電圧、無負荷変圧器による影響

($R_N = 500 \Omega$ $C_E = 0.11 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 200 \sim 2000 \text{ kVA}$ $L = \text{なし}$)

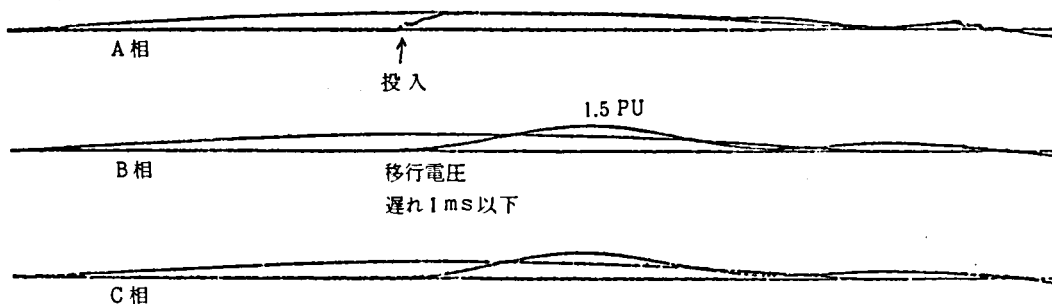


付 2.2.21 図 無負荷変圧器接続の場合の不揃投入サージ波形

($R_N = 500 \Omega$ $C_E = 0.11 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 2000 \text{ kVA}$ $L = \text{なし}$)

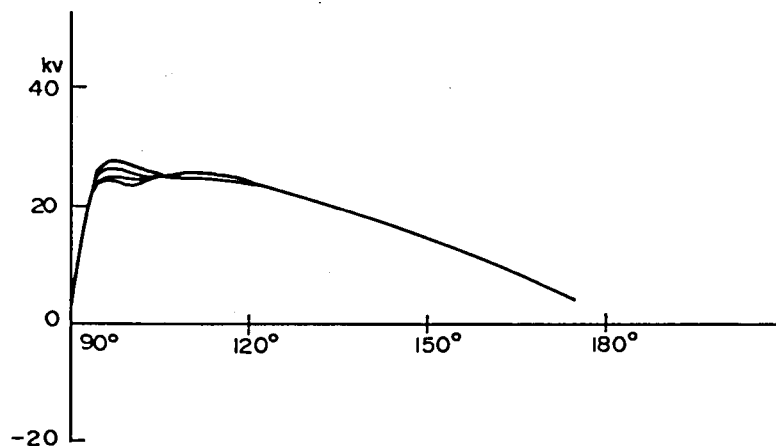


(条件 a) $\left[\begin{array}{l} \text{VCBにより A 相のみ投入した時の B C 相誘起電圧変圧} \\ \text{器三相 200 kVA、中性点抵抗 750 } \Omega \text{、抵抗負荷 100 kW} \end{array} \right]$

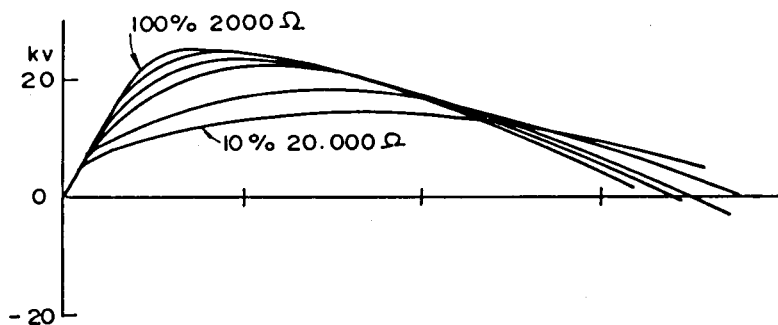


(条件 b) $\left[\begin{array}{l} \text{VCBにより A 相のみ投入した時の B C 相誘起電圧変圧} \\ \text{器三相 650 kVA、中性点抵抗 750 } \Omega \text{、誘導負荷 300 kVA} \end{array} \right]$

付 2.2.22 図 1 相投入時の他相への移行電圧実測例



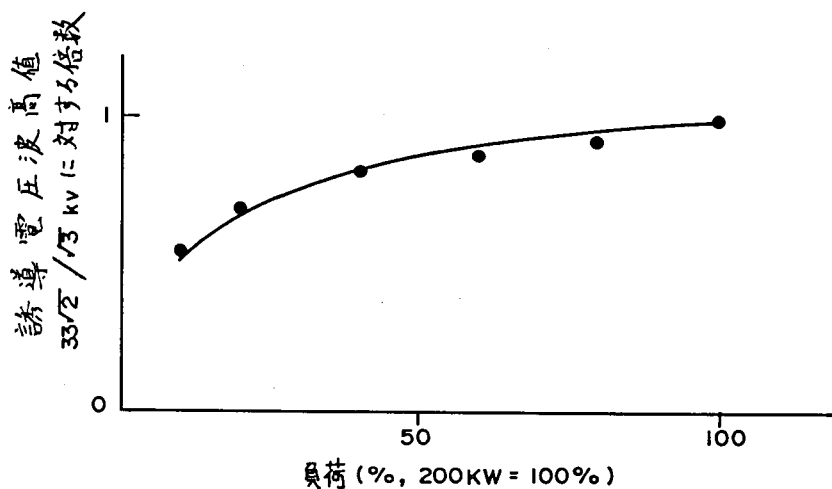
(a) 投入相 (A 相) 対地電圧



(b) 他の二相への誘導電圧

付 2.2.23 図 第 1 相投入後の対地電圧波形負荷による移行

(月ヶ瀬線、 $R_N = 500 \Omega$)



付 2.2.24 図 負荷と誘導電圧波高値

付 2.2.7 表 第 2 相投入による負荷の影響

負 荷	A 相 - C 相 投 入 時 差	サージ倍数 (PU)			
		中性点抵抗 $R_N = 500 \Omega$		$R_N = 40 \Omega$	
		A 相	C 相	A 相	C 相
100%	20°	1.49	—	1.34	1.36
100%	40°	1.32	—	1.34	1.50
10%	20°	1.40	—	1.41	1.26
10%	40°	1.30	1.15	1.41	1.56

2-2-7 対地静電容量による影響

1 回線架空線の途中に対地静電容量の大きいケーブル部分が混在する場合についても付 2.2.14 図のような等価回路で不揃投入による開閉サージを求めた。その結果を中性点抵抗値 $R_N = 500 \Omega$ および 40Ω の二つの場合について付 2.2.25 図に示した。

この場合振動周波数が低いのみで総体的な傾向は架空線の場合と変わりがない。したがってサージ倍数も特に高いものが出るということは認められない。

2-2-8 架空線とケーブルの併用系統における反射透過による振動

(a) 実 測 例

架空線のみが月ヶ瀬線では電源端と開放端におけるサージ倍数がほぼ同じであり、オシログラムにも反射透過と考えられる振動がほとんど記録されていない。

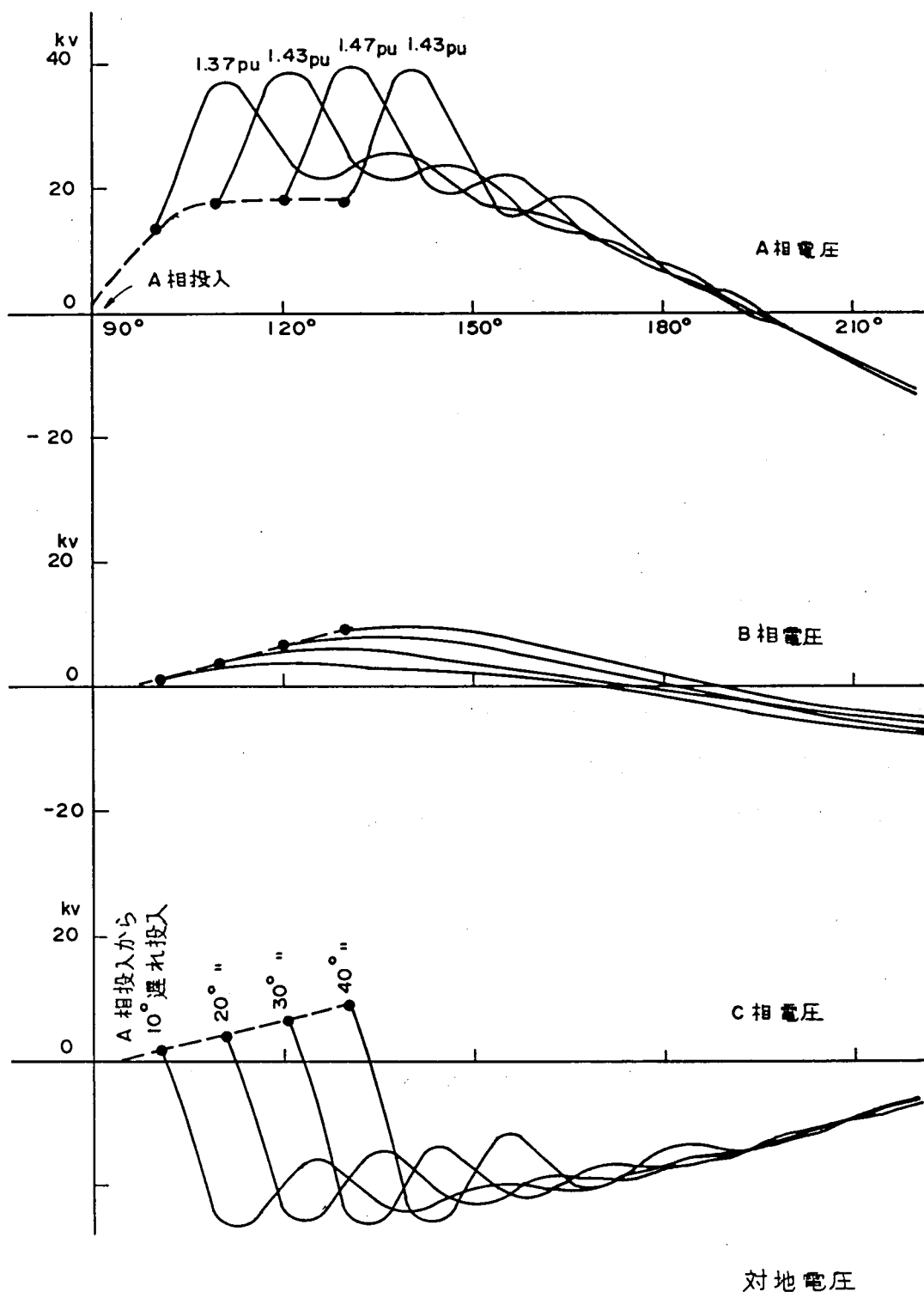
地中引出の架空線の線路途中に数ヶ所地中ケーブル部分のある南港線では電源端より開放端の方がサージ倍数がサージ発生確率 2σ の点で約 25% 大きく、オシログラムにも反射透過と考えられる振動が記録されている。

(b) モデル系統による解析例

電力中央研究所研究報告 70066 によれば 2 種類のモデル系統についてサージ計算盤により解析した結果として付 2.2.8 表に示すものが報告されている。(ただしこの表の倍数は先にのべた回路定数による振動分も含まれている) この結果から次のことが考察される。

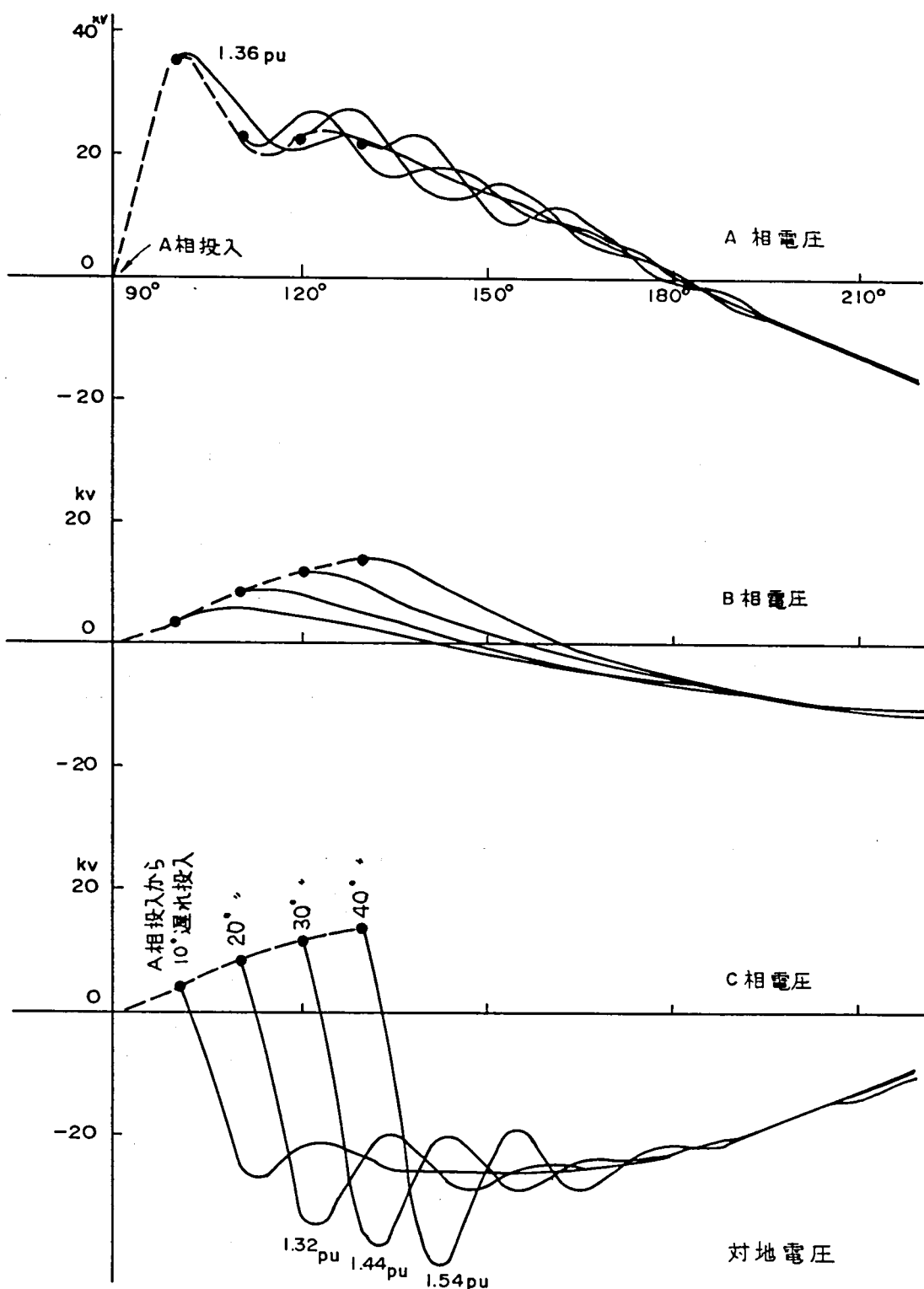
- ① 架空線 l_1 ~ ケーブル l_2 ~ 架空線 l_3 の場合は、電源側に入るサージインピーダンス R_0 が小さい程投入点での反射係数が大きくなることから $R_0 = 5 \Omega$ の時最も大きい値を示しているが、付 2.2.26 図に示すように l_1, l_2, l_3 とサージ倍数との間に明確な傾向は導き難い。

ケーブル l_2 ~ 架空線 l_3 の系統は付 2.2.8 表に示した 2 種類の系統の中で最も過酷となり $l_2 = 75 \text{ m}$ 、 $l_3 = 80 \text{ m}$ のとき最大サージが発生しているが、現実にケーブルの先端に架空線が 80 m だけ接続される系統は極めてまれであると考えら



(条件a) $R_N = 500 \Omega$ $C_E = 1.1 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 200 \text{ kVA}$ $L = 100\%$

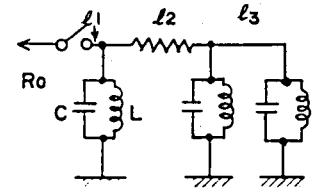
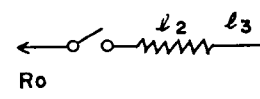
付 2.2.25 図 不揃投入による開閉サージ

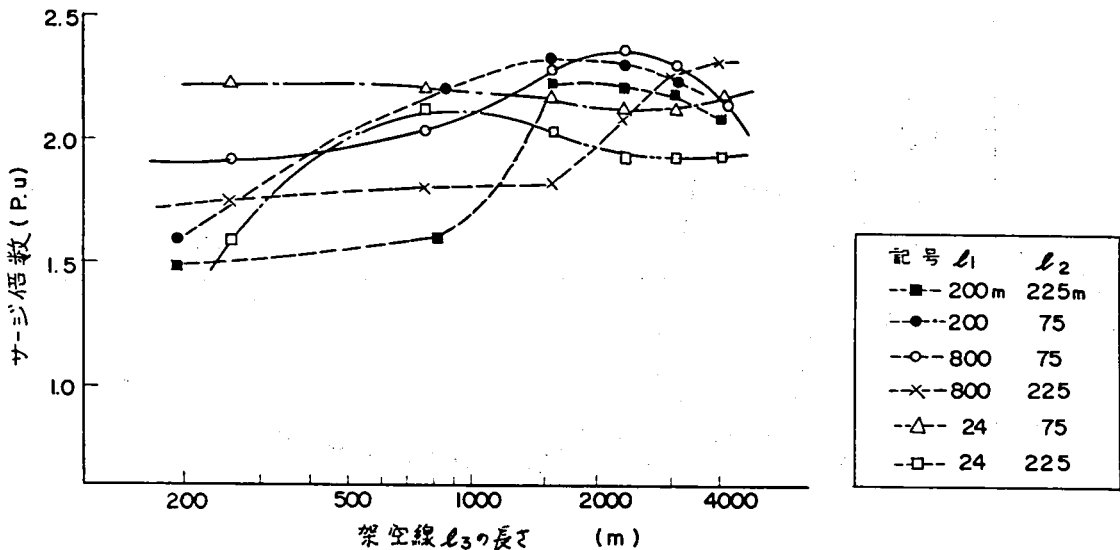


(条件b) $R_N = 40 \Omega$ $C_E = 1.1 \mu F$ $C_L = \frac{0.11}{3} \mu F$ $T = 200 KVA$ $L = 100\%$

付 2. 2. 25 図 不揃投入による開閉サージ

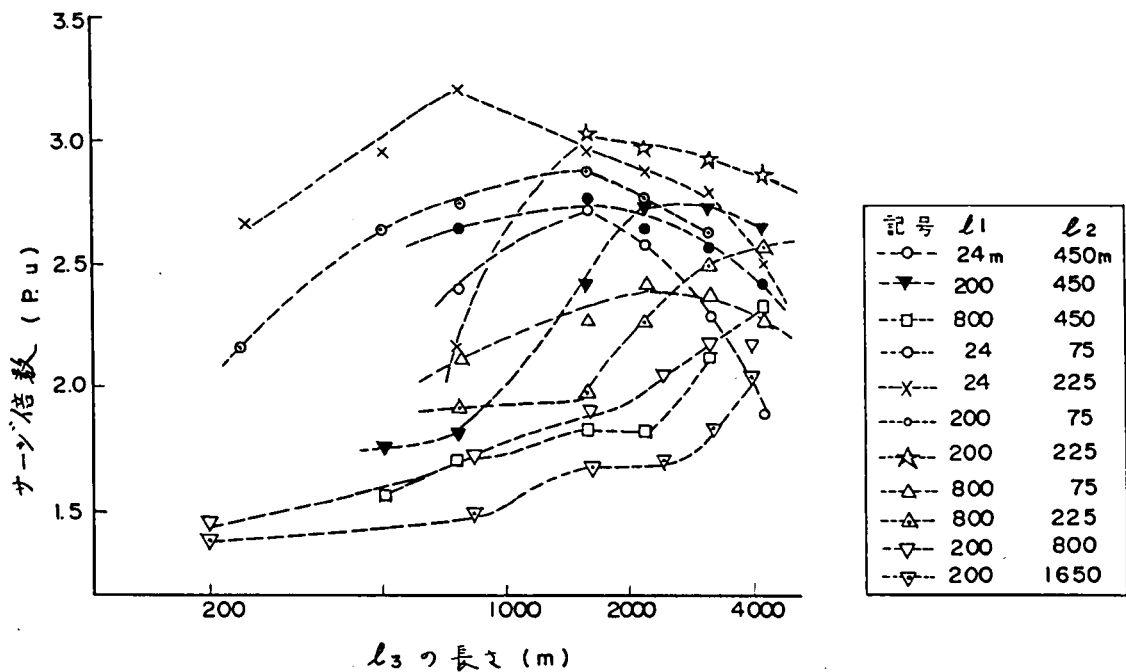
付 2.2.8 表 モデル系統による三相投入サージ計算結果

系 統	架空—ケーブル—架空		ケ—ブル— 架 空	
基本回路	 $L=0.25, 50 \text{ mH}$ $C=0, 2000 \text{ PF}$			
亘 長	$l_1 = 24, 200, 800 \text{ m}$ $l_2 = 75 \sim 1650 \text{ m}$ $l_3 = 60 \sim 4050 \text{ m}$		$l_2 = 75 \text{ m}$ $l_3 = 80 \text{ m}$	同 左
電源側フィーダサージインピーダンス	$R_0 = 5 \Omega$ 以上 (ケーブル約 6 回線)	$R_0 = 50 \Omega$ 以上 (架空線約 8 回線)	$R_0 = 5 \Omega$ 以上 (ケーブル約 6 回線)	$R_0 = 2.5 \Omega$ 以上 (ケーブル約 12 回線)
最大サージ倍数	3.2	2.2	3.13	3.4



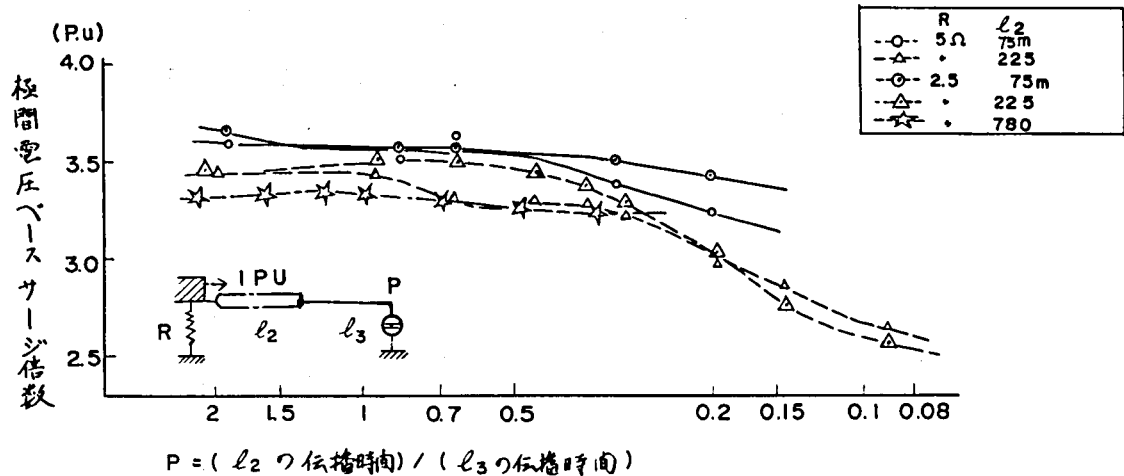
(条件a) サージインピーダンス 50Ω

付 2.2.26 図 開放端のサージ倍数 ($R_N = 50 \Omega$, l_1, l_2, l_3 変化)



(条件b) サージインピーダンス 5Ω

付 2.2.26 図 開放端のサージ倍数 ($R_N = 50\Omega$ l_1, l_2, l_3 変化)



付 2.2.27 図 ケーブル-架空系統のサージ倍数の予測

れる。

しかし付 2.2.27 図に示すように l_2 のサージ伝播時間と、 l_3 のサージ伝播時間の比を想定すると少くとも架空線の長さ l_3 を地中線の長さ l_2 の 10 倍以上にしなければサージ倍数を低減することは不可能であろうと想定される。

また架空線とケーブルの亘長が極端に短い場合は、サージの継続時間が数 μsec 以下であるため、開閉サージの領域よりはむしろ標準インパルスに近いケースもあるため絶縁設計上では考慮する必要があると考えられる。また、この場合にケーブルと架空線の接続部分にはこの 75% 程度のサージしか発生しないとされている。

2.2.9 開閉サージの発生頻度

(a) 投入位相とサージ倍数の実測記録

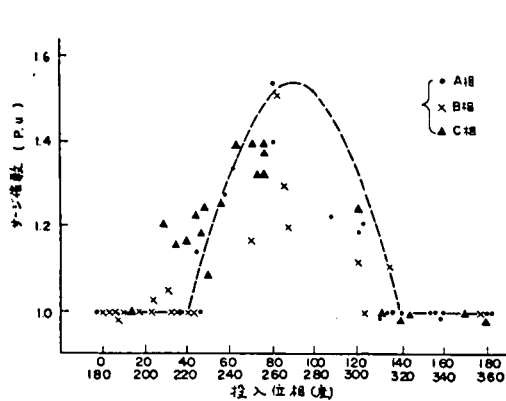
サージ倍数とその発生確率分布については架空線のみ系統である月ヶ瀬線と架空地中併用系統である南港線について実測データが得られている。付 2.2.28 図～付 2.2.31 図は投入位相とサージ倍数（対地電圧波高値に対する比率、点線は計算値）を示したもので 90° （ 270° ）付近すなわち電源電圧波高値付近で投入されたときに最大サージが生じている。付 2.2.32 図～付 2.2.35 図はサージ電圧の頻度分布であり開閉サージ発生確率分布で示したものが付 2.2.1 図、付 2.2.2 図である。この方法はサージ電圧倍数が正規分布をしているものとして次式により各電圧倍数の確率を算出し最小二乗法により直線を引くものである。

$$P_i = \frac{i - 0.5}{n} \times 100\%$$

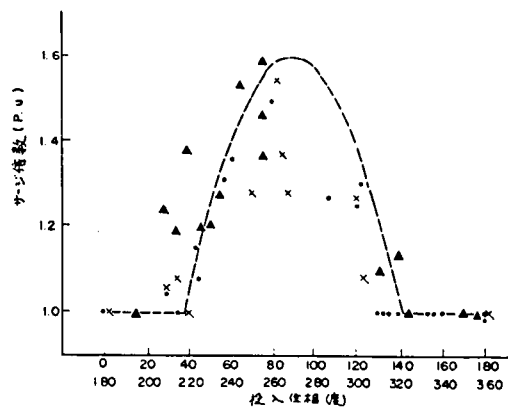
但し、 i ：連続する数（サージ倍数 1.0 を除く倍数の大きい順にならべた数 1、2、3、…… n 。）

n ：全記録数

上式により求めた結果はいずれも正規分布性を示している。



(a)

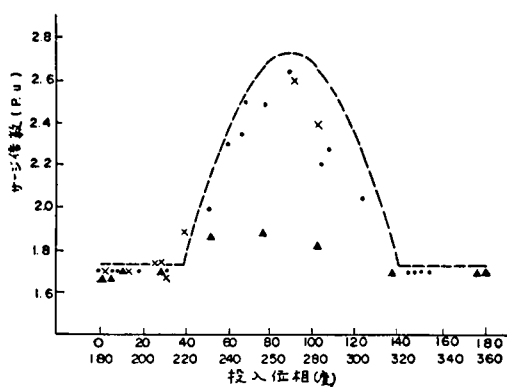


(b)

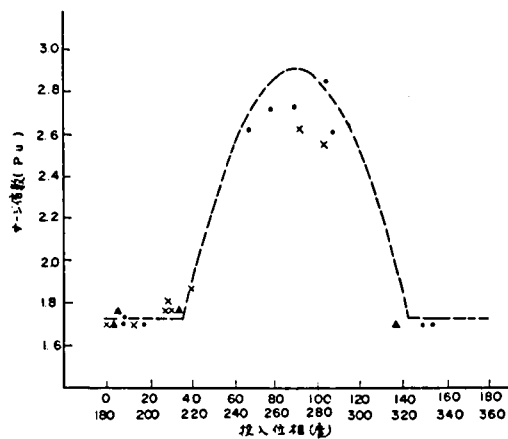
(a) 高山変電所側（送端）

(b) 大塩変電所側（受端）

付 2. 2. 28 図 月ヶ瀬線無負荷線路投入位相とサージ倍数



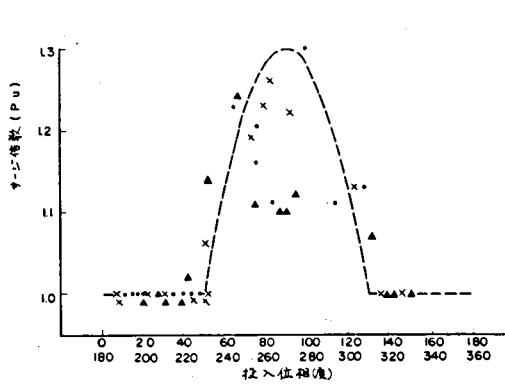
(a)



(a) 高山変電所側（送端）

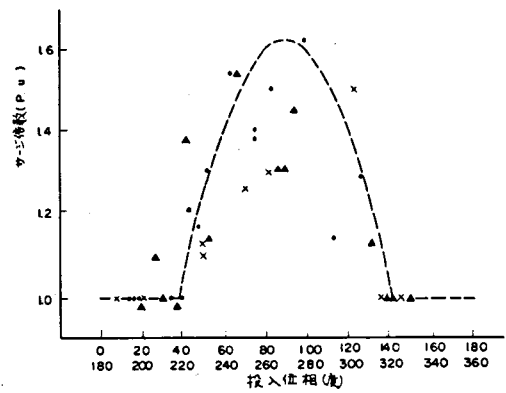
(b) 大塩変電所側（受端）

付 2. 2. 29 図 月ヶ瀬線 1 線地絡線路投入位相とサージ倍数



(a)

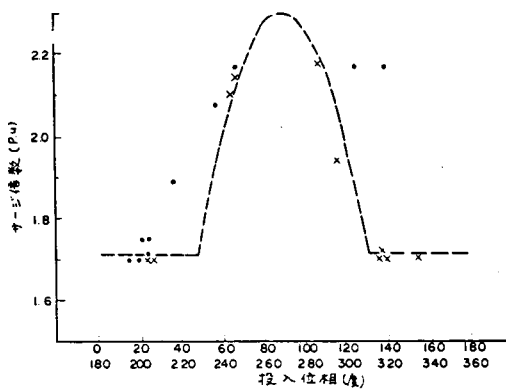
(a) 南港変電所側（送端）



(b)

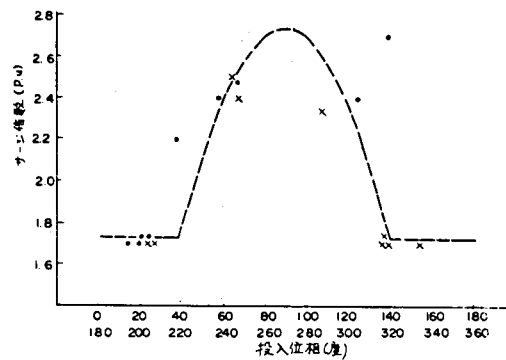
(b) 線路終端（受端）

付 2. 2. 30 図 南港線無負荷線路投入位相とサージ倍数



(a)

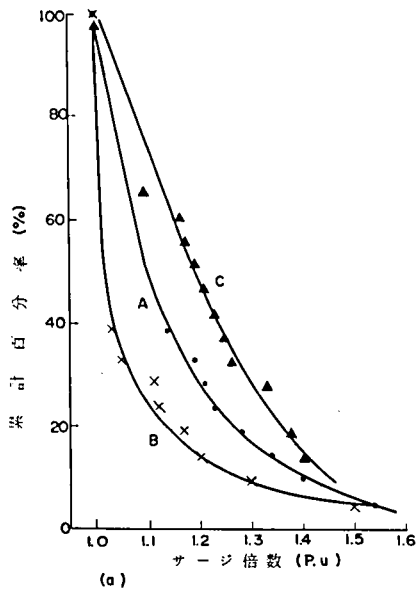
(a) 南港変電所側（送端）



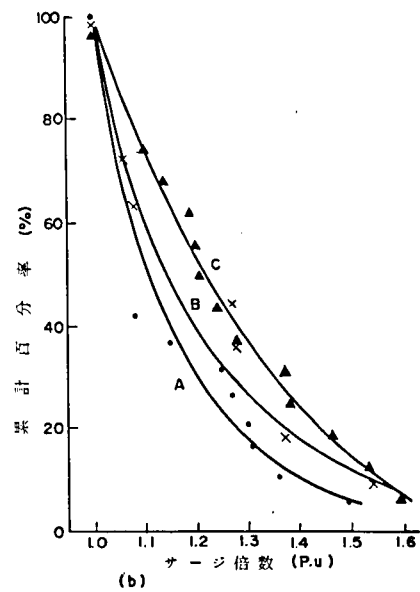
(b)

(b) 線路終端（受端）

付 2. 2. 31 図 南港線 1 線地絡線路投入位相とサージ倍数

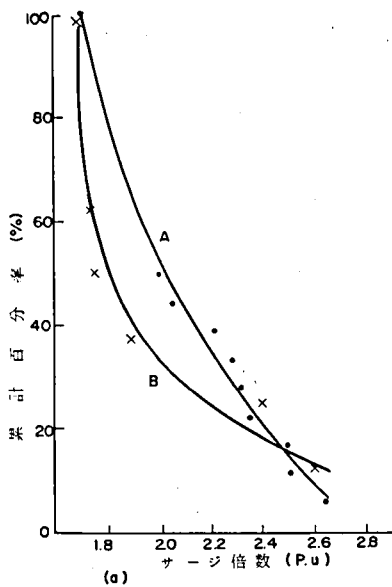


(a) 高山変電所側（送端）

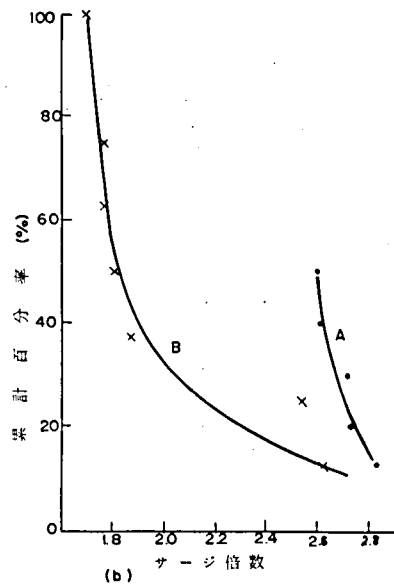


(b) 大塩変電所側（受端）

付 2.2.32 図 月ヶ瀬線三相投入時サージ電圧頻度分布

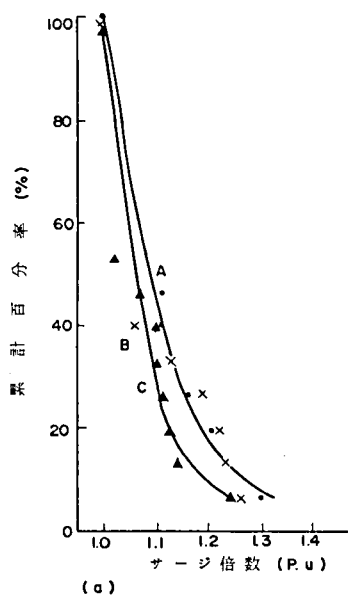


(a) 高山変電所側（送端）

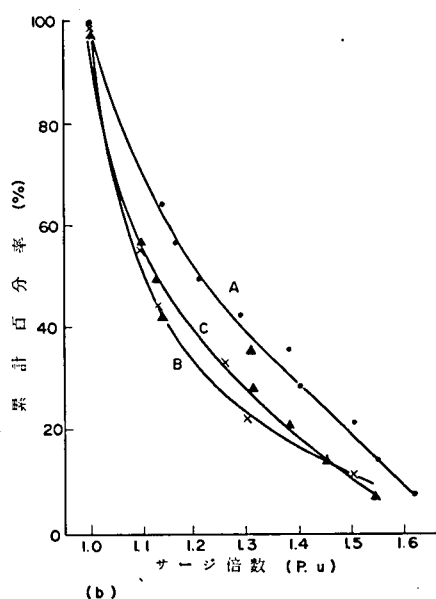


(b) 大塩変電所側（受端）

付 2.2.33 図 月ヶ瀬線 1 線地絡投入時サージ電圧頻度分布

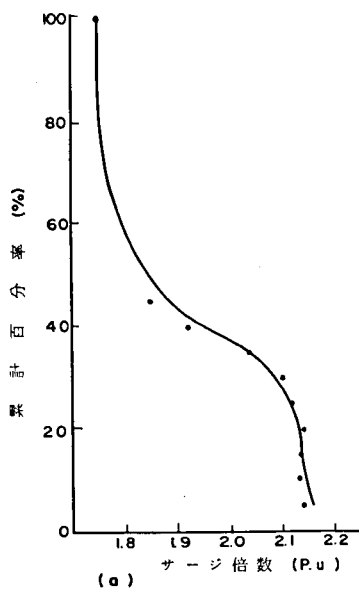


(a) 南港変電所(送端)

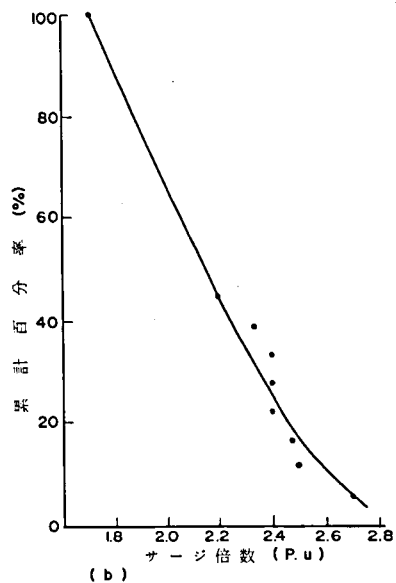


(b) 線路終端(受端)

付 2.2.34 図 南港線三相投入時サージ電圧頻度分布



(a) 南港変電所(送端)

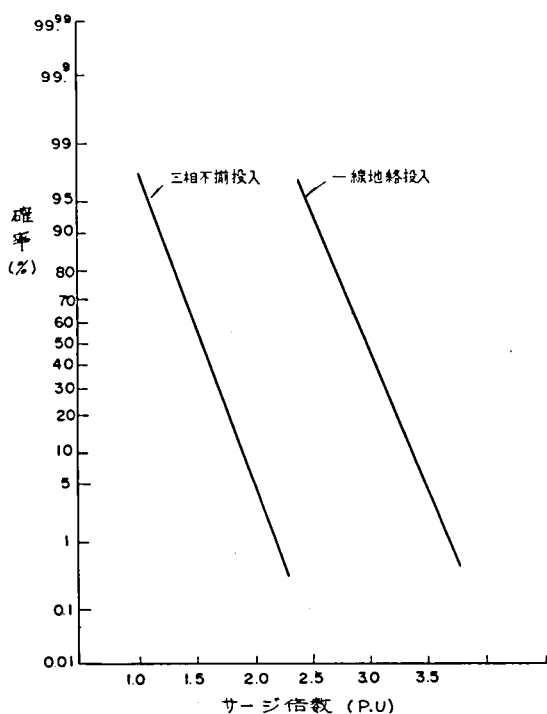


(b) 線路終端(受端)

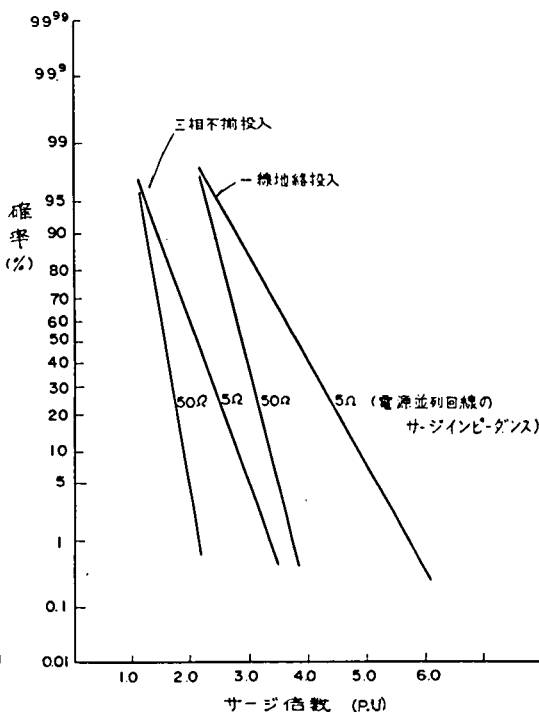
付 2.2.35 図 南港線1線地絡投入時サージ電圧頻度分布

(b) サージ電圧倍数別発生頻度の想定

サージ電圧倍数別発生頻度は上記実測結果から正規分布するものとして想定した。手法としては、正規確率紙に先に示した最大サージの発生確率が2%程度であるとして直線を引き求めた。最大値の発生確率は 3σ の確率を持つものとして想定するのが一般的であるが2%程度の確率とした方がこれより低い電圧の発生確率が高くなり安全側となるので 2σ とした。付2.2.36図、付2.2.37図はサージ電圧確率曲線である。



付2.2.36図 架空系統のサージ電圧
確率



付2.2.37図 架空地中併用系統のサ
ージ電圧確率

〔付録 2-3〕 1 線地絡事故時の健全相過電圧の計算

2-3-1 定常異常電圧

a 相が地絡した場合の健全相過電圧は次式により示される。

$$V_b = \frac{(a^2 - 1)Z_0 + (a^2 - a)Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2} E_a$$

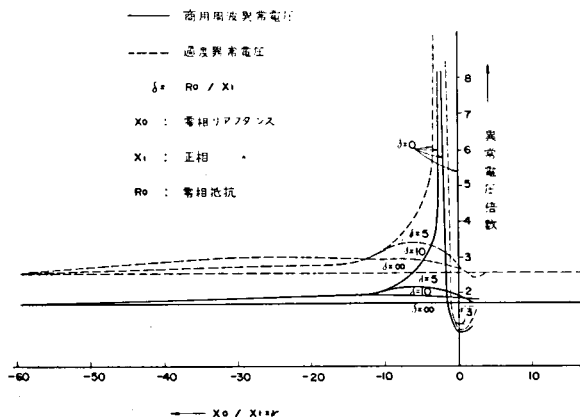
$$V_c = \frac{(a - 1)Z_0 + (a - a^2)Z_2}{Z_0 + Z_1 + Z_2} E_a$$

Z_0, Z_1, Z_2 はそれぞれ零相、正相、逆相インピーダンスで $Z_0 = R_0 + jX_0$

$Z_1 = R_1 + jX_1$ とする。

一般に高抵抗接地系では V_b より V_c の方が高電圧となるため以下 V_c (故障相より進み側) の値について検討を行う。

V_c の過電圧値について正相抵抗を無視し (正相抵抗を考慮すれば過電圧値は多少小さくなる) $R_0/X_1 = \delta$ をパラメーターとして $X_0/X_1 = \nu$ と過電圧倍数との関係を図示すると付 2.3.1 図の実線のようになり、 $\delta > 10$ において $\nu < -10$ ならば商用周波過電圧は 2 倍以下となる。22 kV 架空配電モデル系統について δ, ν の値を求めると、付 2.3.1 表のとおりとなり、この結果から 22 kV 架空配電モデル系統では、1 線地絡の定常過電圧は常時対地電圧の 2 倍を見込めば十分であるといえる。



付 2.3.1 図 1 線地絡時の健全相電圧上昇 (定常並びに過渡)

付 2.3.1 表 22 kV 架空配電モデル系統の δ 、 ν の値

中性点接地			ν	δ	異常電圧倍数	
					定 常	過 渡
都市部	40 Ω	電源側地絡	-16~-212	140~450	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-0.9~-7	7~15	1.8~1.94	2.7~2.9
	1,000 Ω	電源側地絡	-300~-4,000	20~1,600	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-15~-115	1.0~48	$\sqrt{3}$ ~1.9	2.5~2.9
都市周辺	40 Ω	電源側地絡	-4~-200	150~450	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-0.2~-6.0	7~14	1.8~1.94	2.7~2.9
	1,000 Ω	電源側地絡	-400~-4,600	40~9,000	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-17~-140	1.3~270	$\sqrt{3}$ ~1.9	2.5~2.9
郡部	40 Ω	電源側地絡	-0.1~-5.0	65~150	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-0.01~-0.2	5~7	1.9	2.7
	1,000 Ω	電源側地絡	-54~-1,800	350~3,700	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-4~-85	26~180	$\sqrt{3}$	2.5
	∞	電源側地絡	-2,200~-110,000	0	$\sqrt{3}$	2.5
		末端地絡	-160~-5,500	0	$\sqrt{3}$	2.5

2-3-2 過渡異常電圧

1線地絡時の過渡過電圧は、故障点に地絡瞬時のa相の対地電圧と丁度逆位相の電圧を印加した場合の過渡現象に、故障発生前のb、c相の対地電圧を重ねたものに等しくなる。この場合も、高抵抗接地系の場合は $V_c > V_b$ となるため、c相の過渡電圧について検討すればよい。

c相の過渡異常電圧最大値は次式で表わされる。⁽²³⁾

$$V_{mc} = \left[\left\{ \frac{\sqrt{3}}{2} + (1+m) \frac{3(\delta - \sigma\nu)}{(2\sigma + \delta)^2 + (\nu + 2)^2} \right\}^2 + \left\{ \frac{1}{2} + (1+m) \frac{(\delta - \sigma)(\delta + 2\sigma) + (\nu - 1)(\nu + 2)}{(2\sigma + \delta)^2 + (\nu + 2)^2} - K_m \right\}^2 \right]^{\frac{1}{2}}$$

$$\delta = R_0/X_1, \quad \sigma = R_1/X_1, \quad \nu = X_0/X_1$$

m : 第 1 半波の減衰で一般の電力系統の場合 $m < 0.85$

$$K = \frac{C_L}{C_E + C_L}$$

CL : 線間キャパシタンス
CE : 対地キャパシタンス

ケーブル系統の場合 $K \approx 0$

架空系統の場合 $K \approx 0.2$

$K = 0$ 、 $m = 0.85$ 、 $\sigma = 0$ の場合について δ をパラメーターとして ν と過電圧倍数との関係を図示すると、付 2.3.1 図点線のようになり、付 2.3.1 表の δ および ν の値より過渡異常電圧は常時対地電圧の 3 倍を見込めば十分である。

2-3-3 過渡振動周波数

上記の過渡電圧の振動周波数は高抵抗接地系の場合次式により示される⁽²³⁾。

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_1(C_1 + 2C_0)}}$$

L_1 : 故障^点から見た正相インダクタンス

C_1 : " 正相キャパシタンス

C_0 : " 零相キャパシタンス

付 2.3.1 表に示す系統でこの振動周波数を計算すると、

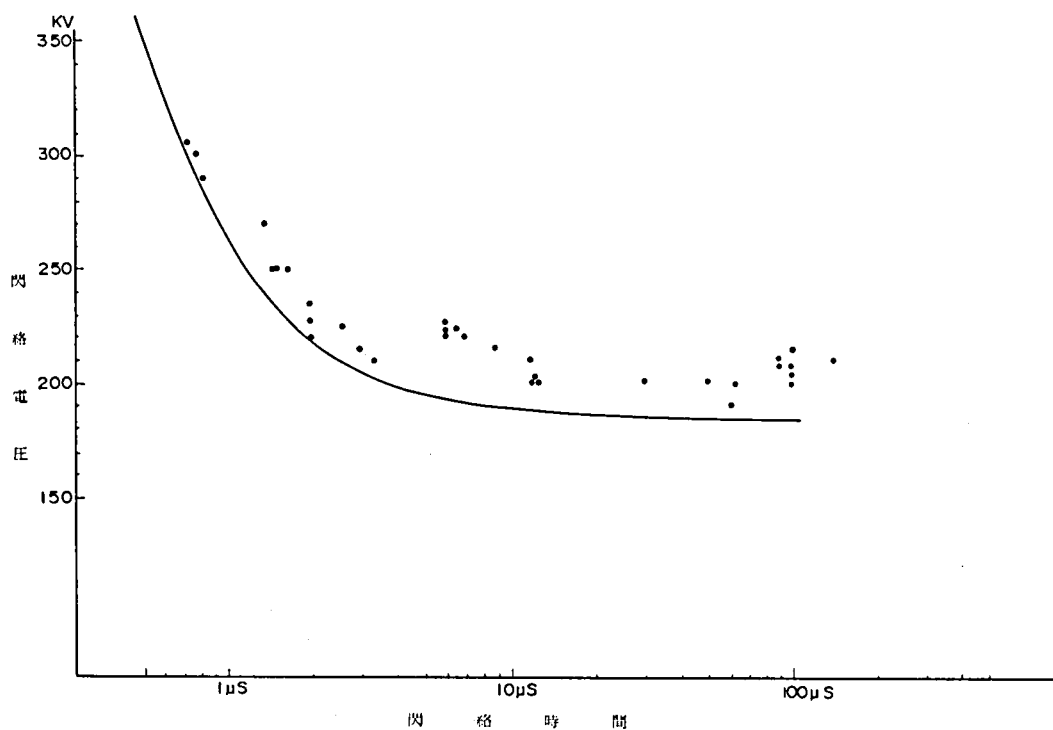
40 Ω 接地系で 数十 (Hz) ~ 百数十 (Hz)

1,000 Ω 接地系で 数百 (Hz)

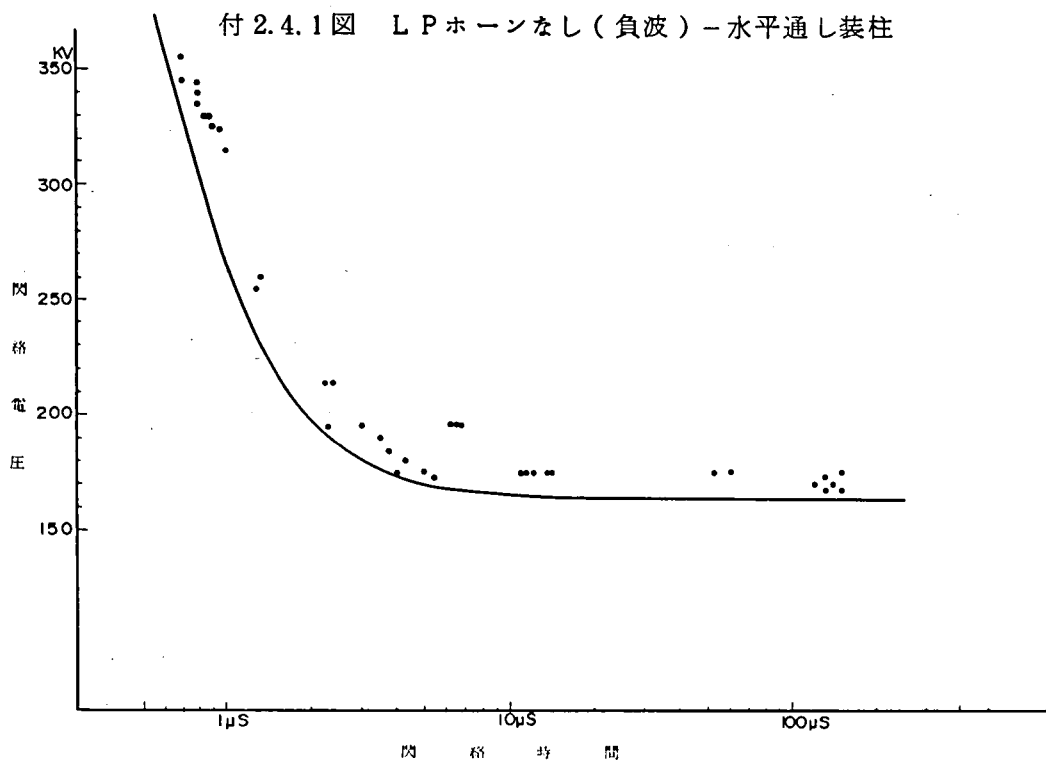
非接地系で 数千 (Hz) (最高 3 kHz 程度)

となる。

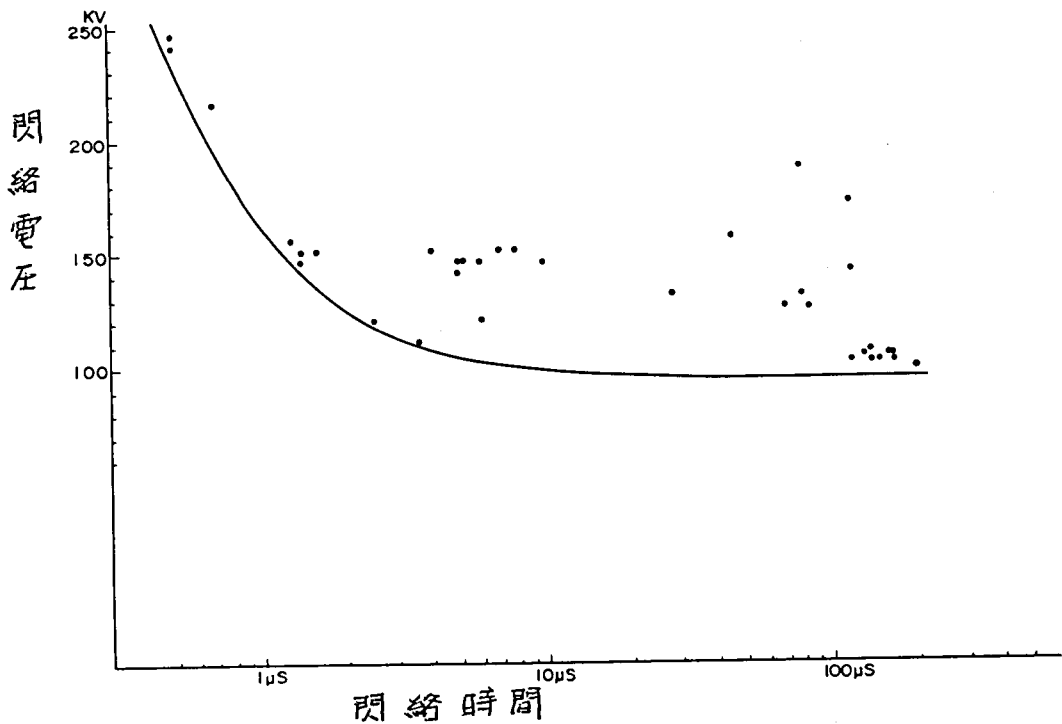
〔付録 2-4〕 22 kV がいしの雷インパルス V-t 特性



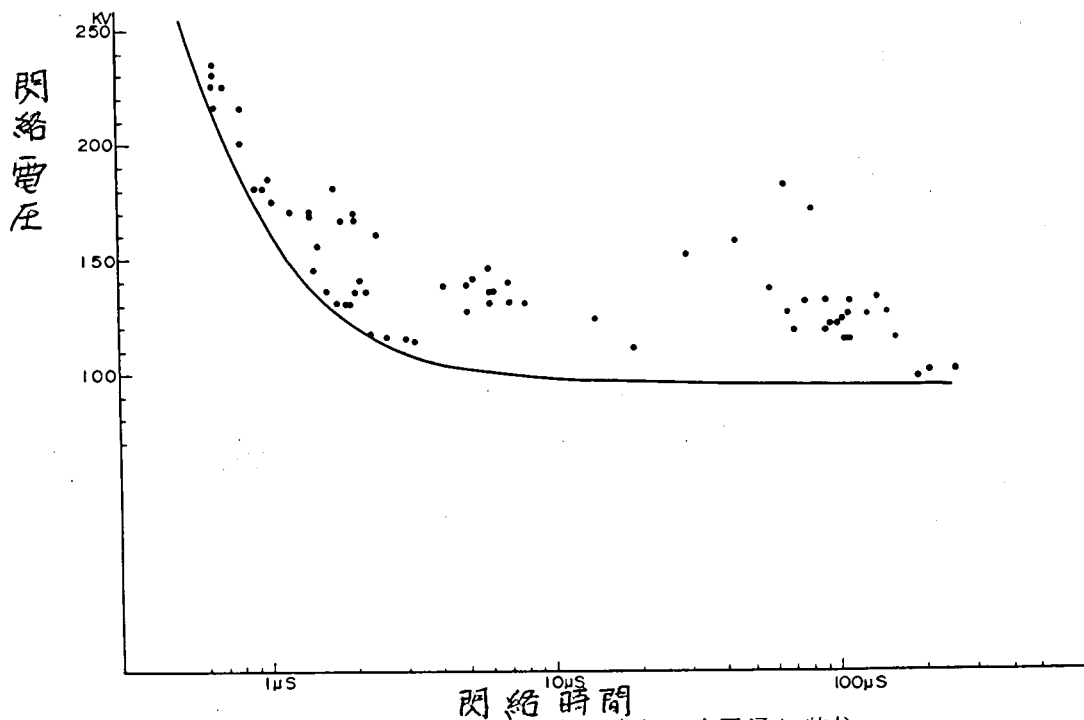
付 2.4.1 図 LP ホーンなし (負波) - 水平通し装柱



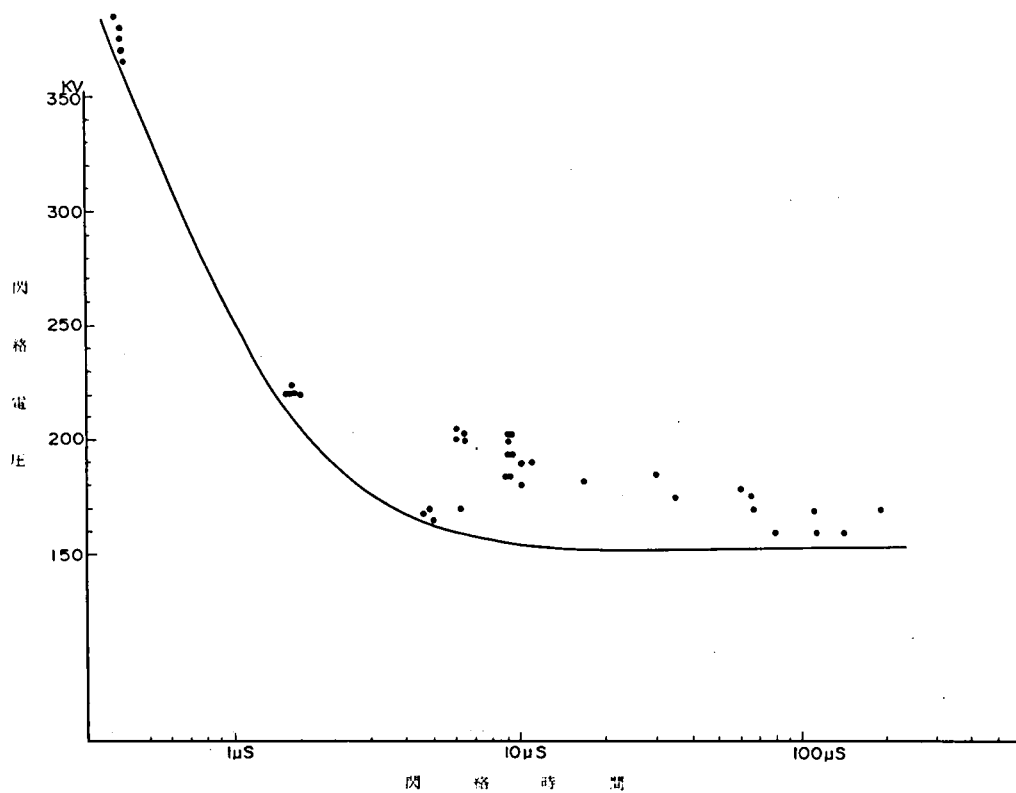
付 2.4.2 図 LP ホーンなし (正波) - 水平通し装柱



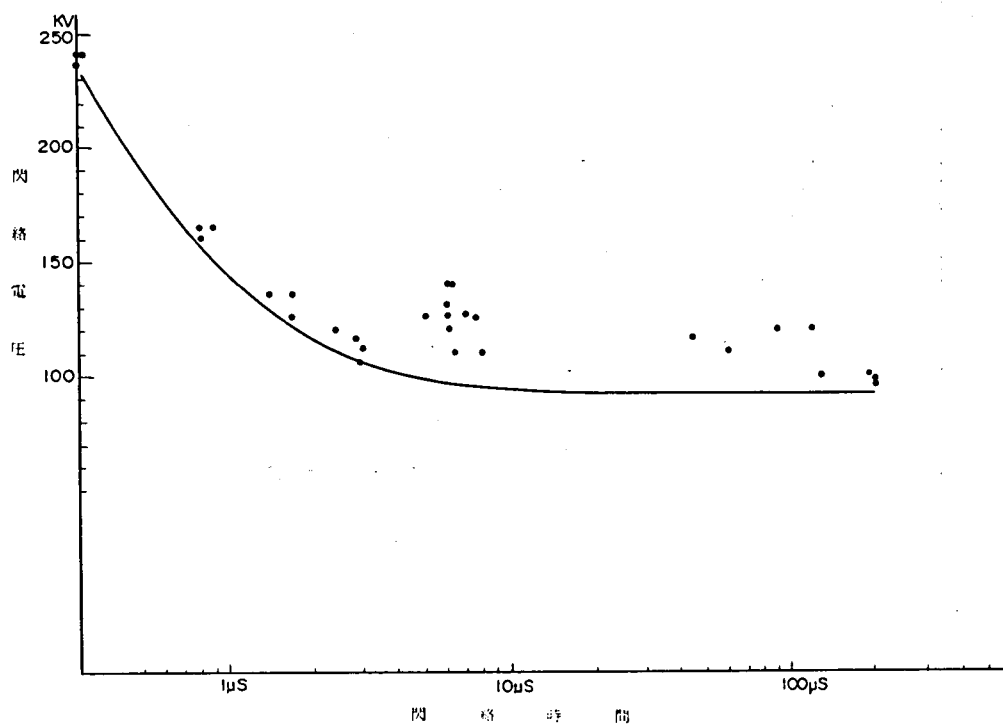
付 2.4.3 図 LP ホーン付 (負波) - 水平通し装柱



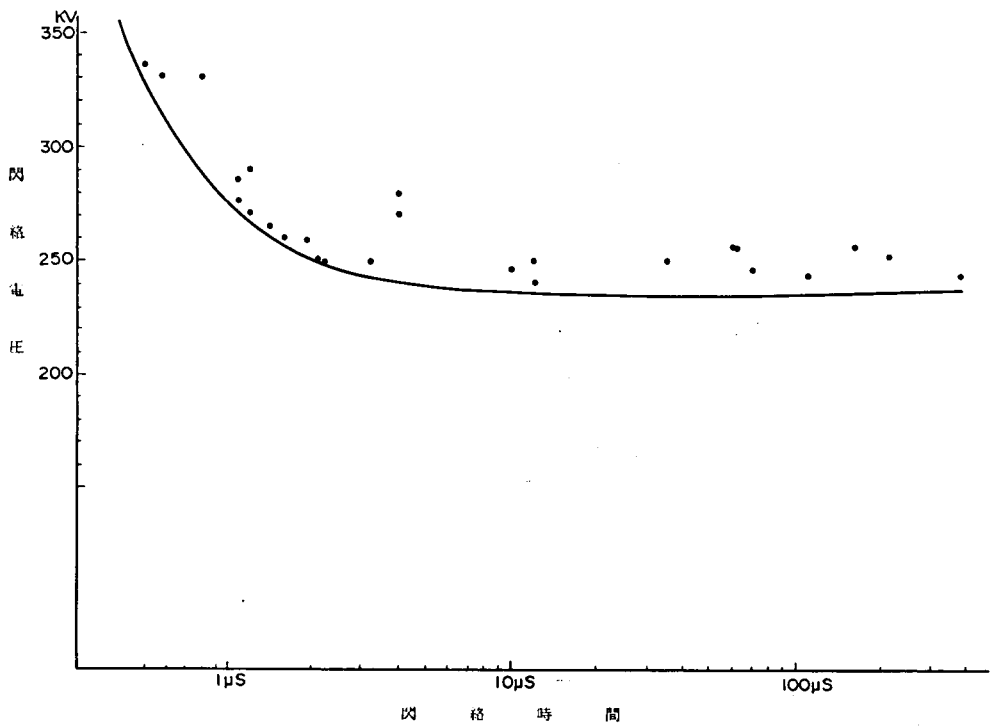
付 2.4.4 図 LP ホーン付 (正波) - 水平通し装柱



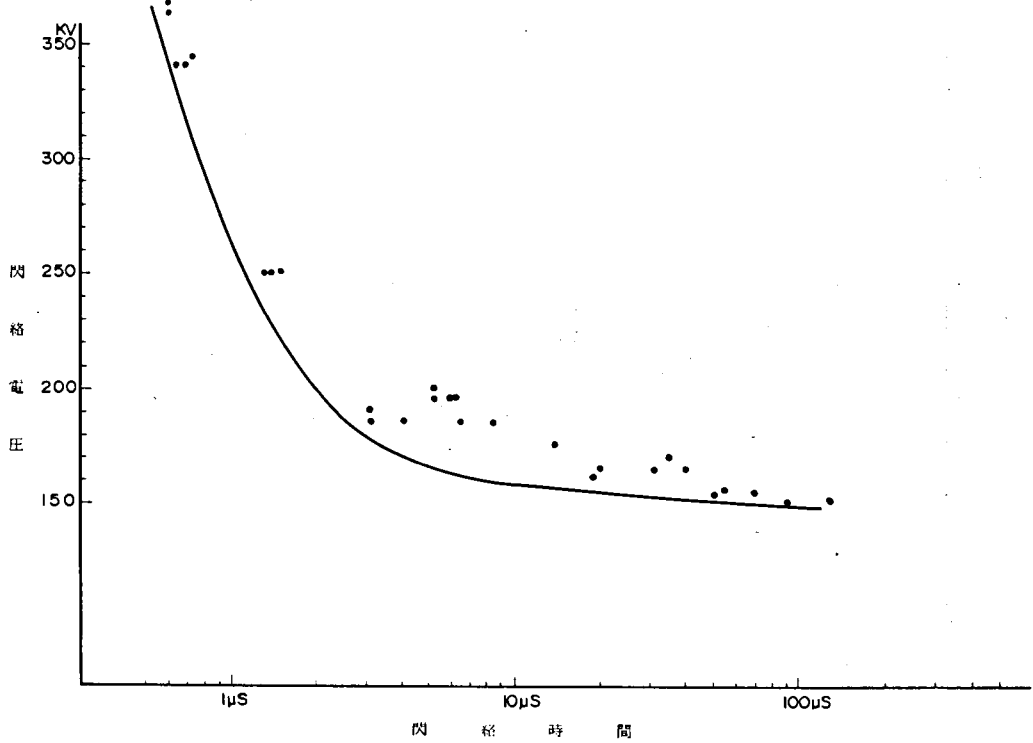
付 2.4.5 図 LP ホーンなし (正波) - 垂直通し装柱



付 2.4.6 図 LP ホーン付 (正波) - 垂直通し装柱



付 2.4.7 図 長幹（負波）－水平引留装柱



付 2.4.8 図 長幹（正波）－水平引留装柱

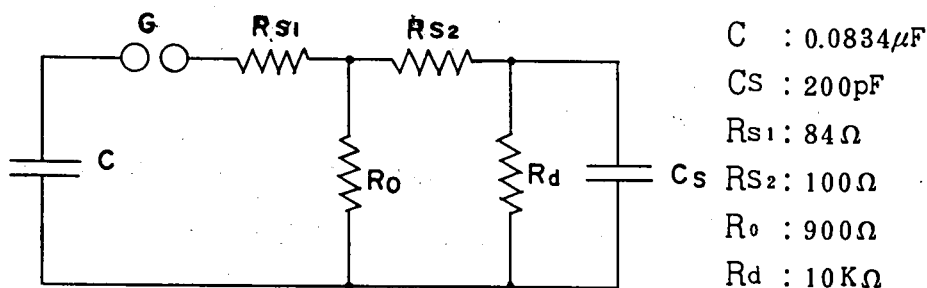
〔付録 2-5〕 22 kV L 型コネクタの急峻波 インパルス試験結果

電中研赤城実験場で行った 22 kV コンパクト配電線の長期課電試験中に発生した 22 kV L 型コネクタ取付のブッシング碍子磁器貫通破壊事故が、直撃雷あるいは至近傍雷の急峻波サージによるものと考えられるので、それを確認するために実験を行った。

2-5-1 実験方法

(a) 急峻波の発生

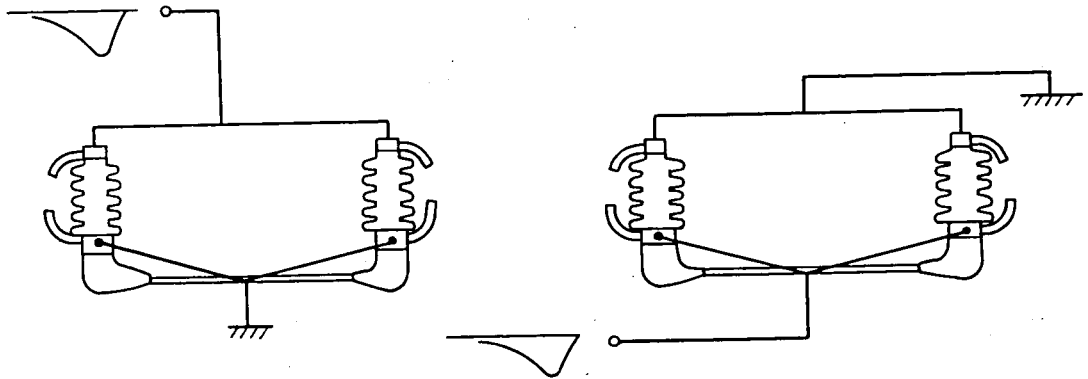
衝撃電圧発生装置を用いて付 2. 5. 1 図に示す等価回路により急峻波インパルスが発生した。漂遊キャパシタンス C_S をできるだけ小さくし、装置の段数を減らして、浮遊、残留インダクタンスも可能な限り小さくするようにした結果、 $0.2 \mu S \sim 0.4 \mu S$ の急峻波インパルスが得られた。



付 2. 5. 1 図 急峻波インパルス発生回路

(b) 試料

試料は付 2. 5. 2 図に示すようにブッシング碍子、L 形コネクタ、CV ケーブルを組合わせ、負極性の急峻波インパルスを①導体側から②ケーブルしゃへい層側からの 2 通りの印加方法で行った。



(a) 導体側から印加

(b) ケーブルしゃへい層側から印加

付 2. 5. 2 図 試料の結線方法

(c) 電圧の印加方法

電圧は 30 kV ステップ昇圧により、各電圧を 10 回印加する方法によった。

2-5-2 実験結果

実験結果を付 2. 5. 1. 表に示す。それぞれの実験での絶縁破壊前後の電圧波形を付 2. 5. 3 図、付 2. 5. 4 図に示す。

実験(1)では、印加電圧 700 kV 合計印加回数 141 回目に L 型コネクター内部導電層側よりゴムモールドの貫通破壊が生じた。

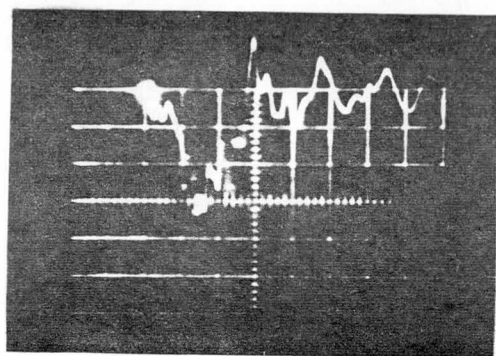
実験(2)では、印加電圧 800 kV 合計印加回数 238 回目に、ブッシング碍子下部磁器部分が貫通破壊した。それぞれの絶縁破壊状況を付 2. 5. 5 図に示す。

2-5-3 実験結果の考察

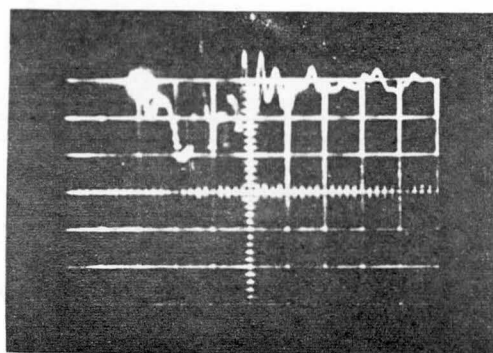
ブッシング碍子に取付けたアークホーンの V-t 特性は付 2. 5. 6 図に示すとおりであり、実験中印加電圧にかかわらず、200 kV、0.2 μ s 付近でフラッシュオーバーしている。付 2. 5. 7 図に示すようにアークホーンがフラッシュオーバーした直後に非常に急峻 (0.1 μ s 以下) なはね上りが観察されたが、このはね上りはアークホーン閃絡電圧の約 2 倍の波高値を持っている。

付 2. 5. 1 表 実 験 結 果

印 加 方 法	I.G. 3 段 使 用 印加電圧(各10回)	I.G. 10 段 使 用 印加電圧(各 10回)	アークホーン F.O. の 有 無 および最低電圧	供試物印加 最 高 電 圧
ケーブル 導体に ⊖急峻波 (実験 1)	108 kV O.K.	300 kV O.K.	114 kV以上 100 % F.O. F.O. 最低電 圧は 108 kV ～ 114 kV	200 kV
	114 "	400 "		
	120 "	500 "		
	150 "	600 "		
	180 "	700 B.D.		
	210 "	(ゴムモールド貫通破 壊)		
	240 "			
	300 "			
	360 "			
	450 "			
ケーブル しゃへい 層に ⊖急峻波 (実験 2)	90 O.K.	300 O.K.	150 kV以上 100 % F.O. F.O. 最低電 圧は 120 kV ～ 150 kV	210 kV
	108 "	400 "		
	120 "	500 "		
	150 "	600 "		
	180 "	700 "		
	210 "	800 B.D.		
	240 "	(課電 98回にてB.D.)		
	270 "	(磁器貫通破壊)		
	300 "			
	330 "			
	360 "			
	420 "			

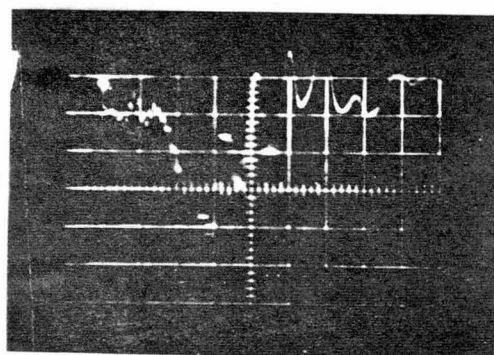


a) 破壊前 $0.2 \mu\text{s}/\text{div}$

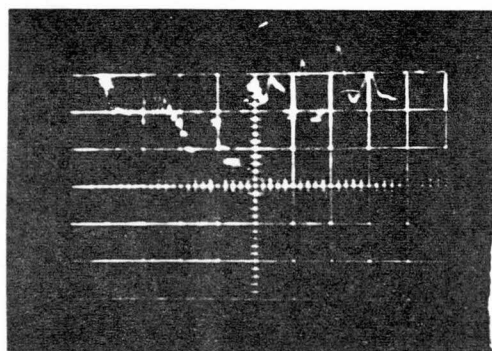


b) 破壊後 $0.2 \mu\text{s}/\text{div}$

付 2. 5. 3 図 実験(1)における絶縁破壊前後の波形

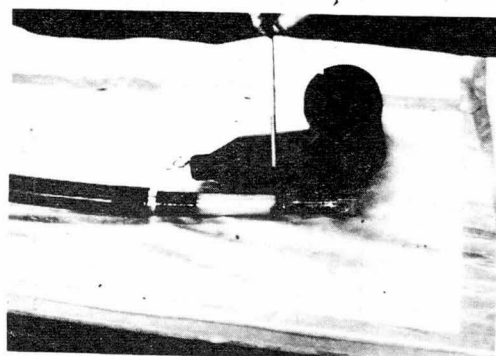


a) 破壊前 $0.1 \mu\text{s}/\text{div}$



b) 破壊後 $0.1 \mu\text{s}/\text{div}$

付 2. 5. 4 図 実験(2)における絶縁破壊前後の波形

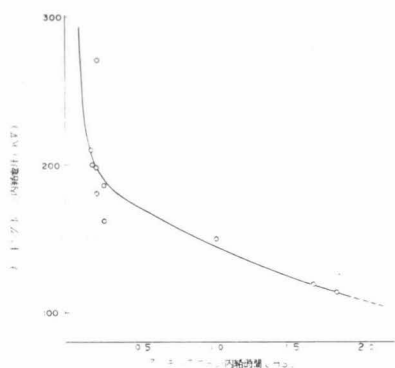


a) 実験(1) ゴムモールド部貫通破壊

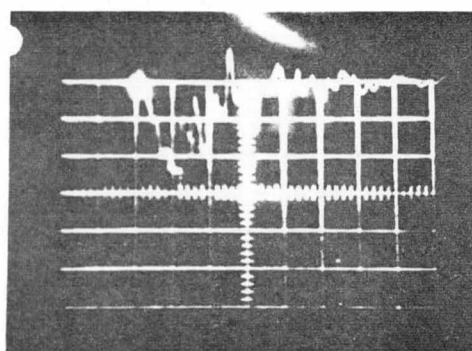


b) 実験(2) 磚子貫通破壊

付 2. 5. 5 図 試料の絶縁破壊の状況



付 2. 5. 6 図 アークホーン閃絡
V - t 特性



付 2. 5. 7 図 アークホーン閃絡後の
はね上り

〔付録 3 - 1 〕 垂直配列装柱における短絡電流電磁力による 電線振動と荷重増加の予測計算

垂直配列架線時の径間長 S における電線実長を L_1 、負荷係数を q_1 、電線の架線張力を T_1 、気温をもとすれば放物線近似によって

$$L_1 = S + \frac{(q_1 \cdot W)^2 S^2}{24 T_1^2} \quad (m) \dots\dots\dots(1)$$

電線の断面積を A 、電線自重を W として、 $\delta = W/A$ 、 $f = T/A$ とおけば

$$L_1 = S + \frac{(q_1 \delta)^2 S^2}{24 f_1^2} \quad (m) \dots\dots\dots(2)$$

ここで、 δ は電線の単位長単位断面積あたりの重量 ($kg/m\text{-}mm^2$)

f は単位断面積当りの張力 (kg/mm^2) である。

つぎに電線に短絡電流 I_s を流したときの負荷係数を q_2 とすれば q_2 は電線の単位長当りに働く電磁反発力が和および差となって作用すると考えられる。したがって、 $0 < (f_m - W)$ なる境界条件を含めて考慮すれば、上線については $q_2' = (f_m - W)/W$ 、下線については $q_2 = (f_m + W)/W$ として表わすことが出来る。ここで、 q_2' 、 q_2 は上線および下線の負荷係数、 f_m は電線単位長あたりに働く短絡電磁力で次式で示される。

$$f_m = 2.0408 \times 10^{-8} \frac{I_s^2}{C} \quad (kg/m) \dots\dots\dots(3)$$

I_s は電線 1 本あたりに流れる短絡電流 (A)、 C は線間距離 (m) である。

このような負荷係数におけるとき (短絡電流を流した状態) の S 径間の電線実長は、

$$\text{上線については } L_2' = S + \frac{(q_2' \delta)^2 S^2}{24 f_2'^2} \quad (m) \dots\dots\dots(4)$$

$$\text{下線については } L_2 = S + \frac{(q_2 \delta)^2 S^2}{24 f_2^2} \quad (m) \dots\dots\dots(5)$$

ただし f_2' 、 f_2 は負荷係数 q_2' 、 q_2 に対する電線単位断面積あたりの張力 (kg/mm^2) である。

架線状態で実長 L_1 なる電線が短絡時において上線が L_2' 、下線が L_2 となるのであるが、この長さの変化する原因には弾性による伸縮と電線の温度変化による線膨張収縮の2つが考えられる。いま電線の弾性係数を E (kg/mm^2)線膨張係数を α ($^\circ\text{C}^{-1}$)とすると、上線については、

$$L_2' - L_1 = \left\{ \frac{f_2' - f_1}{E} + \alpha (t_2 - t_1) \right\} L_1$$

$$\therefore \frac{(q_2' \delta)^2 S^3}{24 f_2'^2} - \frac{(q_1 \delta)^2 S^3}{24 f_1^2} = \left\{ \alpha (t_2 - t_1) - \frac{f_1 - f_2'}{E} \right\} S$$

$$+ \left\{ \alpha (t_2 - t_1) - \frac{f_1 - f_2'}{E} \right\} \frac{(q_1 \delta)^2 S^3}{24 f_1^2} \dots\dots\dots(6)$$

下線については、

$$L_2 - L_1 = \left\{ \frac{f_2 - f_1}{E} + \alpha (t_2 - t_1) \right\} L_1$$

$$\therefore \frac{(q_2 \delta)^2 S^3}{24 f_2^2} - \frac{(q_1 \delta)^2 S^3}{24 f_1^2} = \left\{ \alpha (t_2 - t_1) - \frac{f_1 - f_2}{E} \right\} S$$

$$+ \left\{ \alpha (t_2 - t_1) - \frac{f_1 - f_2}{E} \right\} \frac{(q_1 \delta)^2 S^3}{24 f_1^2} \dots\dots\dots(7)$$

ここで $(t_2 - t_1)$ を電線の温度上昇分 t とすると、

$$t = \frac{P}{Q} (^\circ\text{C}) \dots\dots\dots(8)$$

P は電線の発生熱量(W/cm)、 Q は電線の熱容量($\text{cal/}^\circ\text{C-cm}$)でそれぞれ

$P = I_s^2 \cdot R$ 、 $Q = g^\circ\text{C}$ となる。 R は電気抵抗(Ω/cm)、 g は電線重量(g/cm)、

C は比熱($\text{cal/g}^\circ\text{C}$)である。

なお、(8)式では短絡電流通電時間が非常に短いので電線の熱放散を無視した。

また(6)および(7)式において右辺の第2項は小さいので省略すると、

上線については、

$$\frac{(q_2' \delta)^2 S^2 E}{24 f_2'^2} - f_2' = \frac{(q_1 \delta)^2 S^2 E}{24 f_1^2} - f_1 + \alpha t E \dots\dots(9)$$

下線については、

$$\frac{(q_2 \delta)^2 S^2 E}{24 f_2^2} - f_2 = \frac{(q_1 \delta)^2 S^2 E}{24 f_1^2} - f_1 + \alpha t E \dots (10)$$

$$\text{いま } K = f_1 - \frac{(q_1 \delta)^2 S^2 E}{24 f_1^2}, \quad M' = \frac{(q_2' \delta)^2 S^2 E}{24}$$

$$M = \frac{(q_2 \delta)^2 S^2 E}{24}$$

とおい(9)および(10)式に代入すれば

$$\text{上線については } f_2' \{ f_2' - (K - \alpha t E) \} = M' \dots (11)$$

$$\text{下線については } f_2 \{ f_2 - (K - \alpha t E) \} = M \dots (12)$$

故に短絡電流通電時に於ける振巾量 (dm' 、 dm) および張力 (Tm' 、 Tm) は、架線弛度を d_1 とすると、

$$\text{上線については } dm' = d_1 + \frac{q_2 \delta S^2}{8 f_2'} (m) \quad Tm' = f_2' A (kg) \dots (13)$$

$$\text{下線については } dm = \frac{q_2 \delta S^2}{8 f_2} - d_1 (m) \quad Tm = f_2 A (kg) \dots (14)$$

さらにこのとき、がいし支持点のカテナリー角 (θ' 、 θ) は、

$$\text{上線については } \theta' = \tan^{-1} \frac{4 (dm' - d_1)}{S} \dots (15)$$

$$\text{下線については } \theta = \tan^{-1} \frac{4 (dm - d_1)}{S} \dots (16)$$

したがって上下線支持がいしに加わる垂直荷重 (Fm' 、 Fm) は、

$$\text{上線については } Fm' = 2 T_2' \sin \theta' \dots (17)$$

$$\text{下線については } Fm = 2 T_2 \sin \theta \dots (18)$$

〔付録 5-1〕 絶縁電線の表面汚損と表面抵抗の実験

絶縁電線の耐トラッキング性や人体接触時の保安効果は、絶縁体表面に流れる表面漏れ電流により左右され、この表面もれ電流は絶縁厚さと絶縁体表面抵抗に対応して変化し、表面抵抗は表面汚損状況により大きく左右される。過去に架空電線について表面汚損と表面抵抗との関係を詳細に調べた実績がなかったので、今回とくに詳細な実験を試みた。

がいし類の汚損度の目安として 22 KV 配電線建設地におけるパイロットがいしの汚損度実測結果および「電気協同研究碍子塩害対策専門委員会」の実測結果をもとに、海岸からの距離別区分を示すと付 5. 1. 1 表のとおりである。⁽²²⁾

付 5. 1. 1 表 がいしの汚損区分

汚 損 区 分		A	B	C	D
想定最大等価塩分付着量 (mg / cm^2)		0.06	0.12	0.25	0.35
海岸からの距離 (km)	台風に対し	50 以上	10~50	3~10	0~ 3
	季節風に対し	10 以上	3~10	1~ 3	0~ 1

(a) 標準けん垂がいしの場合は下面値

(1) ~~表面汚損の変化と表面抵抗~~

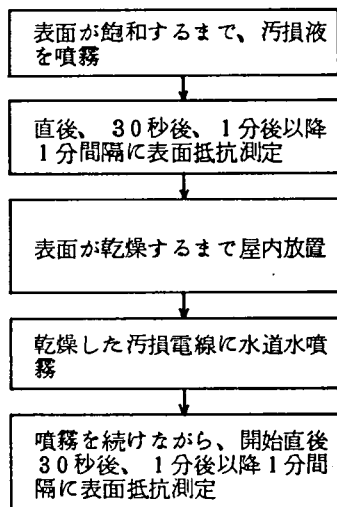
表面汚損と表面抵抗の変化の関係は、汚損の程度による変化と汚損電線のおかれてある条件による変化の 2 点について検討する必要がある。そこで各種の汚損液と試料電線を準備し、次のような実験を行った。

- ① 試料電線の表面が液で飽和するまで汚損液を噴霧し、その直後の表面抵抗を測定。
- ② この汚損電線をそのまま放置し、30 秒後および 1 分間隔に表面が乾燥するまで表面抵抗の変化を測定。
- ③ 汚損して乾燥した電線に水道水を噴霧して、表面が完全にぬれて汚損が洗い

流されるまでの表面抵抗の変化を測定。

この実験の①は急激な汚損時、②は汚損後の変化、③は汚損電線の降雨時、のそれぞれの表面抵抗を模擬しており付 5. 1. 1 図にその概要を示す。

実験の結果①を付 5. 1. 2 図、②を付 5. 1. 3 図、③を付 5. 1. 4 図にそれぞれ示す。



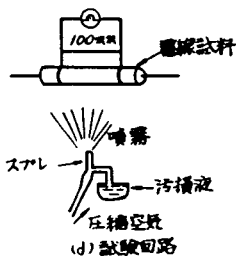
(a) 手順

- No. 1 ACSR 120mm² EPR 5mm
 No. 2 ACSR 120mm² OC 8mm
 No. 3 HDCC 80mm² EPR 5mm
 No. 4 HDCC 80mm² OC 3mm

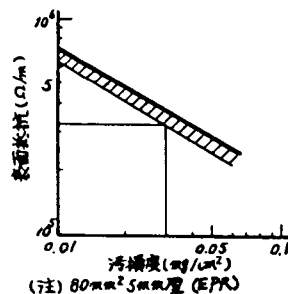
(b) 電線試料

No.	水 (ℓ)	との粉 (g)	食塩 (g)	がはいり表面 等価汚損 (mg/cm ²)
1	2	40	2	0.01
2	1	40	2	0.02
3	1	40	11	0.06
4	1	40	14	0.10

(c) 汚損度



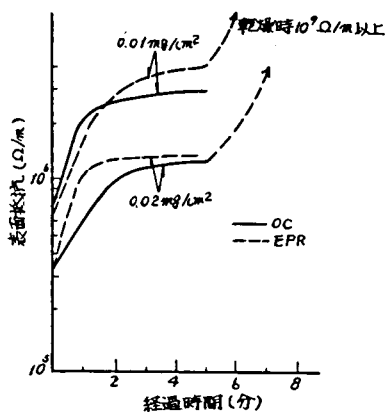
(d) 試験回路



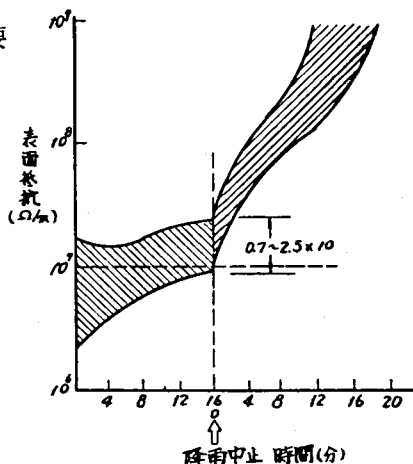
付 5 - 1 - 2 図 汚損液吹き付け直後の表面抵抗

(条件 汚損度 0.1mg/cm² 0.06mg/cm² 0.02mg/cm²
降雨量 2mm/分 0.5mm/分 0.1mm/分)

付 5. 1. 1 図 表面汚損 - 表面抵抗特性試験概要



付 5. 1. 3 図 汚損液吹き付け後経日変化



付 5. 1. 4 図 乾燥汚損電線に水道水噴霧を続けた場合の表面抵抗の変化

この実験の結果から、

- ① 乾燥している汚損電線は $10^9 \Omega/m$ 以上になり、汚損の程度には左右されない。
- ② 乾燥している汚損電線が、降雨によって濡れる場合、濡れ始めのところが最も低い抵抗になるが、汚損度が 0.01 mg/cm 程度では $10^6 \sim 10^7 \Omega/m$ 程度となる。
この場合、最低値としては電線表面が一様に汚損し、かつ一様に濡れることは非常にまれと考えられるので $10^7 \Omega/m$ を考慮すればよいと考えられる。
- ③ EP ゴムと架橋 PE の比較では急激汚損のときはほとんど差がないが、雨で濡れる場合は、撥水性が高く洗浄効果の大きい架橋 PE の方が高い抵抗値を示す。
- ④ 急激汚損と降雨時の比較では抵抗値が 1 桁降雨時の方が高い。これは汚損後乾燥にいたる間に汚損液が電線下面へ部分的にたまることと、雨の洗浄効果があるためと考えられる。

参 考 文 献

- (1) 過密化対策委員会：過密化対策委員会報告（昭 46. 5）
- (2) 電気学会：架空送電線の絶縁設計要綱 1 部第 76 号（昭 41. 10）
- (3) 電力中央研究所：発電所耐雷設計基準要綱 46 6 4 0 1 9（昭 39. 9）
- (4) 大和：22～33 KV 配電線における直撃雷および誘導雷サージの基本的検討
電中研技研報告：6 9 0 1 4（昭 43. 8）
- (5) 尾崎ほか：22～33 KV 配電系統の開閉サージならびに避雷器の開閉サージ動作
責務の検討 電中研技研報告：7 0 0 6 6（昭 46. 2）
- (6) 補永ほか：22 KV 配電線における開閉サージ試験
電中研技研報告：7 2 5 5 7（昭 48. 5）
- (7) 松岡ほか：リアクトル補償高抵抗接地系 22 KV 配電線の保護に関する実験的解析
電中研技研報告：7 0 5 7 4（昭 46. 3）
- (8) 大和ほか：赤城実験場における 44 年夏期の落雷による記録と 22～33 KV 配電線
の誘導雷の検討 電中研技研報告：6 9 0 8 1（昭 45. 3）
- (9) 多田ほか：22～33KV 配電線の絶縁特性に関する実験的検討（その 1）装柱の雷
インパルス絶縁特性 電中研技研報告：7 0 0 4 6（昭 45. 10）
- (10) 東松：配電の大容量化と技術問題：電気学会関西支部連合大会（昭 47. 10）
- (11) 尾崎、東松ほか：22 KV コンパクト化配電線の絶縁協調に関する実証実験
電中研技研報告：7 1 5 1 5（昭 46. 9）
- (12) 島田、東松ほか：22 KV コンパクト配電線の短絡試験および耐アーク試験結果
（その 1） 電中研技研報告：7 1 5 5 3（昭 47. 3）
- (13) 同 上：（その 2） 電中研技研報告：7 2 5 6 0（昭 48. 5）
- (14) 須山：22 KV 配電線と高圧配電線の混触事故時諸現象とその保護について
電中研技研報告：7 2 0 8 9（昭 48. 3）
- (15) 東松：高密度地区における 22 KV 配電について 電気学会全国大会 S 13-2
（昭 47. 3）

- (16) 東松：22 KV配電線の絶縁設計に関する実験的検討
電気学会論文誌 Vol 93 - B , № 3 (昭 48. 3)
- (17) 東松：22 KV配電の技術開発について
電気学会雑誌 Vol 94, № 1
- (18) 電気協同研究会：都内 20 KVケーブル系統における諸問題 (昭 26. 1)
- (19) 電気協同研究会：第 27 巻 1 号 20 KV級架空配電方式 (昭 46. 4)
- (20) 高木、木下：急しゅん波頭衝撃電圧に対する配電用磁器がいしの貫通破壊特性
電気学会論文誌 Vol 90, № 10 (昭 45. 3)
- (21) K.H. Weck : Risk of flash caused by switching overvoltages
in a complete UHV substation CIGRE 1974 23-06
- (22) 電気協同研究会：第 20 巻第 2 号 送変電設備の塩害対策
- (23) 電気協同研究会：第 18 巻第 1 号 送配電系統の内部異常電圧とその防護
- (24) 電気学会技術報告第 1 部 № 86 トラッキング現象と耐トラッキング性試験法
の動向
- (25) 電気学会技術報告第 2 部：特高圧 (11 ~ 77 KV) 架橋ポリエチレンケーブルの高
電圧試験法に関する推奨案